

T-536  
S  
DES

327 0658  
500658

UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO

DIVISION DE ESTUDIOS SUPERIORES  
FACULTAD DE INGENIERIA

01149  
119

DETERMINACION DE GASTOS MAXIMO Y  
MINIMO PERMISIBLES Y OPTIMIZACION  
DE LA HIDRAULICA DURANTE LA PERFO  
RACION.

BIBLIOTECA DE LAS DIVISIONES  
DE INGENIERIA Y ESTUDIOS SUPE  
RIORES DE LA FACULTAD DE INGENIERIA

DIRECTOR DE TESIS :

DR. JESUS RIVERA RODRIGUEZ

T E S I S  
QUE PARA OBTENER EL GRADO DE  
MAESTRO EN INGENIERIA  
P R E S E N T A

JOSE JULIAN RINCON ACEBO. 1978

TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN



Universidad Nacional  
Autónoma de México



**UNAM – Dirección General de Bibliotecas**  
**Tesis Digitales**  
**Restricciones de uso**

**DERECHOS RESERVADOS ©**  
**PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL**

Todo el material contenido en esta tesis esta protegido por la Ley Federal del Derecho de Autor (LFDA) de los Estados Unidos Mexicanos (México).

El uso de imágenes, fragmentos de videos, y demás material que sea objeto de protección de los derechos de autor, será exclusivamente para fines educativos e informativos y deberá citar la fuente donde la obtuvo mencionando el autor o autores. Cualquier uso distinto como el lucro, reproducción, edición o modificación, será perseguido y sancionado por el respectivo titular de los Derechos de Autor.

FACULTAD DE INGENIERIA  
DIVISION DE ESTUDIOS SUPERIORES

Forma para control de recibido  
de los documentos entregados a  
los sinodales. E.5 y E.1.2 ó E.1.5

UNIVERSIDAD NACIONAL  
AUTONOMA

NOMBRE JOSE JULIAN PINCON ACERO

SECCION PETROLERA

<u>JURADO</u>		<u>FIRMA</u>	<u>FECHA</u>
Presidente:	<u>DR JESUS RIVERA RODRIGUEZ</u>	_____	_____
Vocal:	<u>ING JUAN MEDINA RUIZ</u>	_____	_____
Secretario:	<u>M EN C ALFREDO CORTES PONDE DE LEON</u>	_____	_____
Suplente:	<u>DR FERNANDO SAMANIEGO VERDUZCO</u>	_____	_____
Suplente:	<u>M EN C ULISES RICOY SALDANA</u>	_____	_____

Examen de grado sin tesis

Dentro de los cinco días naturales posteriores a la fecha de la solicitud, cada sinodal propietario entregará al Jefe de Sección, o en ausencia de éste al Secretario Académico, el tema por escrito, indicando el plazo máximo que juzgue adecuado para el desarrollo del mismo, sin que dicho plazo exceda de treinta días naturales.

Examen de grado con tesis.

Los miembros del Jurado deberán participar en las reuniones a que cite el Jefe de la Sección correspondiente, para planear y revisar el desarrollo de la tesis.

...

AL:

DR. JESUS RIVERA RODRIGUEZ  
M. EN C. ALFREDO CORTES P.

POR SU EMPEÑO Y DEDICACION EN  
LA ELABORACION DE ESTA TESIS

A MI ESPOSA

PILAR DE APOYO PARA MI  
SUPERACION PROFESIONAL

A MIS HIJOS

## C O N T E N I D O

	PAGINA
1.- RESUMEN	1
2.- INTRODUCCION	2
3.- REVISION DE LA LITERATURA EXISTENTE SOBRE LA VELOCIDAD DE ASENTAMIENTO DE LOS RECORTES.	4
4.- MODELO REOLOGICO UTILIZADO.	16
5.- DETERMINACION DE LOS GASTOS MAXIMO Y MINIMO PERMISIBLES PARA EVITAR PRO- BLEMAS EN EL AGUJERO.	20
6.- HIDRAULICA APLICADA AL MODELO DE PO- TENCIAS MODIFICADO.	28
7.- OPTIMIZACION DE LA HIDRAULICA.	38
8.- DETERMINACION DEL DIAMETRO OPTIMO DE LA CAMISA DE LA BOMBA PARA SATISFACER LOS GASTOS DETERMINADOS.	47
9.- PROGRAMA DE COMPUTO.	48
10.- CONCLUSIONES.	51
11.- ANEXOS.	52
12.- NOMENCLATURA.	85
13.- REFERENCIAS.	89

## 1.- RESUMEN.

Se presenta una revisión de la literatura existente, sobre la velocidad de asentamiento de los recortes tomando en cuenta, lo que se considera es de mayor aplicación práctica de cada método.

El comportamiento del fluido, dentro y fuera de la tubería de perforación, se aproxima mediante la ecuación de la ley de potencias modificada (con punto de cedencia), bajo las consideraciones de flujo isotérmico, permanente e incompresible.

El gasto máximo recomendado, es calculado del menor valor de los gastos máximos determinados para mantener flujo laminar en el espacio anular y para no exceder el gradiente de fractura de la formación. El gasto mínimo recomendado, es el mínimo que nos permita una adecuada limpieza del agujero.

Se emplean los tres criterios de optimización más aceptados en la actualidad, como son: el de máxima potencia, máximo impacto y máxima velocidad en las toberas. Se escoge uno de estos y se determina el gasto adecuado y el área de toberas que optimise la hidráulica. Se propone el diámetro de camisa de las bombas, que proporcione los valores más cercanos al óptimo.

Se presenta un programa de cómputo que calcula el gasto máximo y mínimo para perforar un pozo con seguridad. Este programa utiliza los parámetros de la ley de potencias para calcular la caída de presión en el sistema, a dos gastos diferentes y determina los parámetros de optimización, para cualquiera de los tres criterios antes mencionados. Calcula el gasto óptimo a utilizar, dentro del gasto máximo y mínimo, determinando la caída de presión en la barrena, el área de toberas y sus dimensiones (dentro de las toberas disponibles). Efectúa todos estos cálculos para cada diámetro de camisa disponible y para todas las barrenas programadas y propone el diámetro que de valores más próximos al óptimo.

## 2.- INTRODUCCION.

Los primeros pozos que se perforaron con el fin de extraer petróleo comercialmente fueron bastante someros, como ejemplo se pueden citar: el pozo Drake perforado a 23 m. en Titusville, Pensylvania (E.U.A.) en 1859 y el pozo Furbero perforado a 28 m. en Cuhuas, Veracruz (México) en 1869, empleando para ello una técnica muy rudimentaria. Desde entonces las técnicas de perforación han evolucionado ante la necesidad de perforar pozos cada vez más profundos. En general, el desarrollo de la técnica rotatoria se divide en cuatro períodos : el de CONCEPCION comprendido del año 1900 al 1920, el de DESARROLLO de 1920 a 1948, el CIENTIFICO de 1948 a 1968 y el de AUTOMATIZACION de 1968 a la fecha. Debido a la importancia que ha cobrado el petróleo en el desarrollo industrial de las naciones, se ha incrementado su búsqueda y explotación, a tal grado que en México se están perforando pozos petroleros, a una profundidad cercana a los 5000 m.

Al perforar pozos más profundos los problemas van en aumento ya que se tienen mayores secciones de agujero al descubrirlo, y la formación está más tiempo expuesta al fluido de perforación. Entre los problemas más comunes que se presentan durante la perforación de un pozo, se cuentan a aquellos que tienen relación con la velocidad del fluido en el espacio anular (velocidad anular), como son:

a) Pegadas de tubería por exceso de recortes en el espacio anular, debido a una velocidad anular deficiente.

b) Disminución de la vida de la barrena, al estar remoliendo los recortes no levantados del fondo del pozo, por una velocidad anular deficiente o una carga hidrostática excesiva.

c) Erosión de las paredes del pozo por una velocidad anular excesiva.

d) Pérdidas de circulación originadas cuando la densidad equivalente de circulación, DEC, del fluido sobrepasa al gradiente de fractura de alguna o algunas formaciones fracturadas; motivada esta por una velocidad anular excesiva.

Al analizar estos problemas, se observa que es indispensable conocer la velocidad anular adecuada, para perforar una sección del agujero, y así, evitar que se presenten los problemas antes mencionados. Esto se traduce en conocer en forma práctica, un gasto máximo, un gasto mínimo y un gasto dentro de estos dos valores, que permita perforar con la seguridad de no ocasionar un problema en el agujero.

Es por esto que al programar la perforación de un pozo, es indispensable fijar ciertos criterios que optimicen la hidráulica, para obtener mayores velocidades de penetración. Las bombas que manejan al fluido de perforación, deben contar con un diámetro de camisa, que permita que los parámetros de hidráulica sean lo más cercano posible a los valores óptimos.

### 3.- REVISION DE LA LITERATURA EXISTENTE SOBRE LA VELOCIDAD DE ASENTAMIENTO DE LOS RECORTES.

En 1941, Pigott<sup>1+</sup> determinó la velocidad de asentamiento de los recortes al utilizar la ley de Stokes para flujo laminar, y la ecuación de Rittinger para flujo turbulento. Estableció - que debe manejarse una concentración de recortes en el espacio anular como máximo de 5% en volumen para evitar pegadas de tubería. Concluyó que el flujo turbulento del fluido, en el espacio anular, induce flujo turbulento a los recortes, y que el flujo laminar del fluido induce menores velocidades de deslizamiento en los mismos.

En 1950, Thompson y Bruce<sup>1</sup>, a partir de resultados de laboratorio y en pruebas de campo, encontraron una discontinuidad del comportamiento de la velocidad de asentamiento, al pasar del régimen laminar-transición al régimen turbulento.

En 1951, Williams y Bruce<sup>2</sup> efectuaron pruebas de laboratorio y de campo, sobre discos y esferas en régimen turbulento, - determinando empíricamente las siguientes ecuaciones<sup>++</sup>:

$$v_s = \frac{v_c}{1 + D_p/D} \quad \dots(3.1)$$

donde:

$$D = 4(D_H - D_{TP}) \quad \dots(3.2)$$

a) para discos en caída con su cara plana contra el flujo:

---

<sup>+</sup> referencias al final

<sup>++</sup> nomenclatura al final

$$v_c = 1.35 \sqrt{\frac{t}{D_p}} \sqrt{\frac{g D_p (\rho_c - \rho_f)}{\rho_f}} \quad \dots(3.3)$$

b) para discos cayendo de costado

$$v_c = 18 \sqrt{\frac{t}{D_p}} \sqrt{\frac{g D_p (\rho_c - \rho_f)}{\rho_f}} \quad \dots(3.4)$$

c) para esferas

$$v_c = 1.74 \sqrt{\frac{g D_p (\rho_c - \rho_f)}{\rho_f}} \quad \dots(3.5)$$

Las conclusiones a las que llegaron fueron las siguientes:

- 1) El flujo turbulento proporciona mayor capacidad de acarreo que el flujo laminar.
- 2) Los fluidos de perforación de baja viscosidad y baja -gel mejoran la capacidad de acarreo.
- 3) El incremento de la densidad del fluido de perforación mejora la capacidad de acarreo.
- 4) La rotación de la tubería aumenta la capacidad de acarreo.
- 5) Si se puede mantener flujo turbulento en el espacio --anular es posible mantener limpio el agujero con una velocidad anular ligeramente mayor a la velocidad de asentamiento de los recortes de mayor tamaño.

En 1967, Hopkin<sup>3</sup> basándose en la ecuación de Brown<sup>3</sup>, para esferas, determinó la velocidad de asentamiento bajo las siguien

tes condiciones:

a) Para flujo turbulento ( $N_{Rec} > 0.4$ ):

$$v_s = \sqrt{\frac{4 D_p (\rho_c - \rho_f) g}{3 f_D \rho_f}} \quad \dots(3.6)$$

b) Para flujo no turbulento ( $N_{Rec} < 0.4$ ), se basó en la ley de Stokes:

$$v_s = \frac{k' g_c D_p^2 (\rho_c - \rho_f)}{\mu} \quad \dots(3.7)$$

en donde  $k' = 1/8$  del diámetro de la esfera.

Sus conclusiones están basadas en resultados de laboratorio y de campo, y se enumeran a continuación:

1) La máxima velocidad de asentamiento para recortes de tamaño normal es de 100 a 110 pies/minuto en fluidos de perforación de baja viscosidad y baja densidad.

2) En fluidos tipo plástico de Bingham, el punto de ceden-  
cia del fluido es la propiedad que tiene mayor efecto en la viscosidad del fluido, así como en la velocidad de asentamiento de los recortes.

3) La velocidad de asentamiento se vuelve más o menos constante para fluidos con viscosidades superiores a 90 seg. marsh.

4) En forma empírica fijó una velocidad anular, de 20 a 30 pies/min. mayor que la velocidad de asentamiento de los recortes, para mantener limpio el agujero.

Zeidler<sup>4</sup>, en 1972, al realizar estudios sobre recortes reales en laboratorio, concluyó que la rotación de la tubería y el flujo turbulento aumentan la capacidad de acarreo del fluido. Propuso la siguiente ecuación:

$$v_s = \delta \rho_f^{\beta-1} \left[ \frac{D_p}{\mu} \right]^{2\beta-1} \left[ \frac{4g(\rho_c - \rho_f) D_i}{3} \cdot \frac{\alpha_v}{\alpha_\beta f(\theta_i)} \right] \dots (3.8)$$

en donde:

$\delta, \beta$  : Son coeficientes en función del coeficiente de arrastre y del número de Reynolds de los recortes.

$D_i$  : Dimensión de la partícula con respecto al eje x.

$\alpha_v$  : Factor de corrección del volumen de los recortes.

$\alpha_\beta$  : Factor de corrección del área de los recortes proyectados.

$f(\theta_i)$  : Factor de corrección del área proyectada por la inclinación del plano de caída de los recortes.

Zse Foo Chien<sup>5</sup>, en el mismo año, presentó un trabajo de investigación dando ecuaciones para la velocidad de asentamiento. Basándose en datos de Richard y usando la ecuación empírica Rubey, encontró las siguientes relaciones:

a) Para fluidos viscosos

$$v_s = 0.45 \left[ \frac{\mu}{\rho_f D_p} \right] \left[ \sqrt{\frac{36800}{\left( \frac{\mu}{\rho_f D_p} \right)^2} D_p \left[ \frac{\rho_c}{\rho_f D_p} - 1 \right] + 1} - 1 \right] \dots (3.9)$$

b) Para fluidos ligeros

$$v_s = 86.5 \sqrt{D_p \left( \frac{\rho_c}{\rho_f} - 1 \right)} \dots (3.10)$$

Sus estudios los realizó considerando flujo bifásico per-

manente en el espacio anular (fluido más recortes), incluyendo la concentración de recortes  $C_a$  y la velocidad de perforación  $R$ , obteniendo las siguientes ecuaciones generales:

$$v_p = v_a - k_1 v_s \quad \dots(3.11)$$

$$c_a = \frac{19.2 \left[ \frac{P_{WM}}{D} - \frac{\Delta P}{D} \right] - \rho_f}{\rho_c - \rho_f} \quad \dots(3.12)$$

$$v_a = 86.5 k_1 \sqrt{D_p \left[ \frac{\rho_c}{\rho_f} - 1 \right]} + \frac{R}{\left[ 1 - \left( \frac{D_{TP}}{D_H} \right)^2 \right] c_a} \quad \dots(3.13)$$

Efectuó un desarrollo para determinar una velocidad anular óptima, para fluidos tipo plásticos de Bingham, y presentó las siguientes ecuaciones:

$$(v_a)_{opt.} = \sqrt{\frac{4685 R (\rho_c - \rho_f) (D_H - D_{TP}) D_H^2}{k_1 \mu_p (D_H - D_{TP})}} + k_1 v_s \quad \dots(3.14)$$

$$(c_a)_{opt.} = \sqrt{\frac{R \mu_p}{4685 (\rho_c - \rho_f) (D_H - D_{TP})^2 \left[ 1 - \left( \frac{D_{TP}}{D_H} \right)^2 \right]}} \quad \dots(3.15)$$

Las conclusiones de su trabajo fueron las siguientes:

1) Bajo condiciones de perforación normales, la velocidad de asentamiento de los recortes es directamente proporcional a la raíz cuadrada del diámetro de los mismos.

2) Bajo régimen permanente, la concentración de recortes en el espacio anular es siempre mayor que la concentración de los mismos, que se incorporan al flujo o que salen a la superficie.

3) La velocidad anular debe ser mayor que la velocidad de asentamiento de los recortes, en relación con la velocidad de perforación, la geometría del espacio anular y las propiedades del fluido.

4) Existe una velocidad anular óptima, cuando la caída de

presión en el espacio anular es mínima.

De 1973 a 1976, Walker<sup>6-15</sup> presentó una serie de artículos en los que realizó sus estudios bajo tres criterios: régimen de flujo, caída de presión anular y viscosidad del fluido a la velocidad anular media. Introdujo el factor Z, similar al número de Reynolds, que considera flujo turbulento cuando  $Z > 808$ .

$$Z = 0.2078 [D_H - D_{TP}] \frac{P_f}{g} \frac{v_a(r) dv/dr}{r} \quad \dots(3.16)$$

Presentó la única ecuación que hasta la fecha hace intervenir la rotación de la tubería en el tipo de régimen de flujo; - dicha ecuación es la siguiente:

$$Z = \frac{Z_c}{K} \frac{P_f}{10} \left[ \frac{Q_1}{Q_c} \right]^{2-n} \left[ 1 - \frac{8}{v_a} \left[ \frac{N}{100} - 1 \right] \right] \quad \dots(3.17)$$

Para determinar la viscosidad del fluido a la velocidad promedio, despreciando la rotación de la tubería, propuso:

$$\mu = \frac{479 k \left[ \frac{5 + 1/n}{6} \right] B_w^{\left( \frac{1-n}{4n} \right)}}{\gamma^{1-n}} \quad \dots(3.18)$$

Para la caída de presión anular corregida por el efecto de la rotación de la tubería, propuso la siguiente ecuación:

$$\frac{\Delta P}{D} = \frac{r}{0.3 (D_H - D_{TP})} \left[ 1 - B_e \left( \frac{N}{v_a} \right) \right] \quad \dots(3.19)$$

y calculó la velocidad de asentamiento de los recortes para:

a) Flujo turbulento

$$v_s = \frac{16.62 r}{\sqrt{\rho_f}} \quad \dots(3.20)$$

b) Flujo no turbulento

$$v_s = 1.22 r \sqrt{\frac{D_p \gamma}{\rho_f}} \quad \dots(3.21)$$

En 1974, Sifferman, Myers y otros<sup>1</sup>, presentaron un trabajo basado en pruebas de laboratorio, en el que se ajustaron ecuaciones de velocidad de asentamiento de recortes, a la ecuación de movimiento de Newton:

a) Para flujo laminar ( $N_{Rec} < 1$ ):

$$v_s = \frac{g D_p^2 (\rho_c - \rho_f)}{18 \mu} \quad \dots(3.22)$$

b) En flujo turbulento, el coeficiente de arrastre,  $C_D$ , se mantiene constante ( $N_{Rec} > 1000$ ), por lo que se usó una forma de la ecuación de Rittinger:

$$v_s = g \sqrt{\frac{D_p (\rho_c - \rho_f)}{\rho_f}} \quad \dots(3.23)$$

Para números de Reynolds intermedios, propusieron la expresión de Zeidler (3.8) y presentaron las siguientes conclusiones:

1) Los factores que más afectan directamente a la capaci--

dad de acarreo son la velocidad anular y las propiedades reológicas del fluido.

2) Velocidades anulares de 50 pies/min. proporcionan suficiente velocidad de transporte para los fluidos de perforación tradicionales.

3) La capacidad de acarreo aumenta al incrementar la viscosidad del fluido.

4) La capacidad de acarreo del fluido en pruebas de laboratorio, fue menor que la esperada; esto se atribuye al adelgazamiento del fluido alrededor de los recortes.

5) El tamaño de los recortes y la densidad del fluido tienen una influencia moderada en la capacidad de acarreo, como también sucede con el diámetro del agujero, rotación de la tubería, excentricidad de la misma y la velocidad de perforación.

En 1974, Moore<sup>16-18</sup>, en la sección de acarreo, propuso determinar la velocidad de asentamiento de los recortes mediante la ecuación:

$$v_s = 113.4 \sqrt{\frac{D_p (\rho_c - \rho_f)}{C_D \rho_f}} \quad \dots(3.24)$$

El coeficiente de arrastre,  $C_D$ , lo calculó a partir del número de Reynolds del recorte:

$$N_{Rec} = \frac{15.47 \rho_c v_s D_p}{\mu} \quad \dots(3.25)$$

donde:

$$\mu = \left[ \left( \frac{2.4 v_s}{D_H - D_{TP}} \right) \left( \frac{2n+1}{3n} \right) \right]^n \left[ \frac{200 k (D_H - D_{TP})}{v_s} \right] \quad \dots(3.26)$$

guardando la siguiente relación:

a) Para  $N_{Rec} \leq 1.0$

$$C_D = \frac{40}{N_{Rec}} \quad \text{y} \quad v_s = \frac{4980 D_p^2 (\rho_c - \rho_f)}{\mu} \quad \dots(3.27)$$

b) Para  $10 < N_{Rec} < 100$

$$C_D = \frac{22}{\sqrt{N_{Rec}}} \quad \text{y} \quad v_s = \frac{175 D_p (\rho_c - \rho_f)^{0.667}}{\rho_f^{0.333} \mu^{0.333}} \quad \dots(3.28)$$

c) Para  $N_{Rec} > 2000$ .

$$C_D = 1.5 \quad \text{y} \quad v_s = 113.4 \sqrt{\frac{D_p (\rho_c - \rho_f)}{1.5 \rho_f}} \quad \dots(3.29)$$

Moore propuso que cuando el valor de  $N_{Rec}$  no cae en los intervalos fijados, se debe tomar el menor valor de la velocidad de asentamiento dado por las tres ecuaciones anteriores.

En 1977, Sample y Bourgoyne<sup>19</sup>, realizaron pruebas de laboratorio comparando la velocidad de asentamiento de los recortes, calculadas mediante los métodos de Moore, Chien y Walkers. Propusieron un nuevo método de cálculo, en el cuál se mide la velocidad de asentamiento cuando el fluido se encuentra en reposo. La relación existente entre la inversa de la velocidad anular y la velocidad de asentamiento se determina al dibujar una línea recta desde el punto sobre el eje Y (cuando  $R_t = 1$ ) al punto -- del recíproco de la velocidad de asentamiento medida y la velocidad anular deseada (ver figura 1).  $R_t$  es la relación de transporte, o sea, el cociente de la velocidad de transporte entre la la anular, o también:

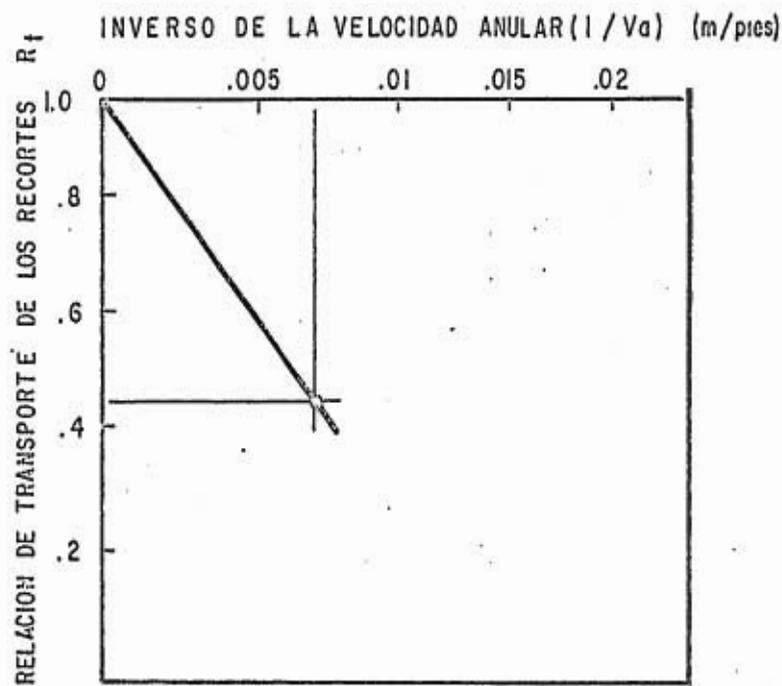


FIG. No. 1- CORRELACION DE SAMPLE Y BURGOYNE PARA DETERMINAR LA CAPACIDAD DE ACARREO DE LOS FLUIDOS DE PERFORACION.<sup>19</sup>

$$R_t = 1 - v_a \left( \frac{1}{v_u} \right) \dots (3.30)$$

Las conclusiones de dichos investigadores fueron:

1) A velocidades anulares menores de 100 pies/min, para fluidos newtonianos y no-newtonianos, la velocidad de asentamiento de los recortes es independiente de la velocidad anular.

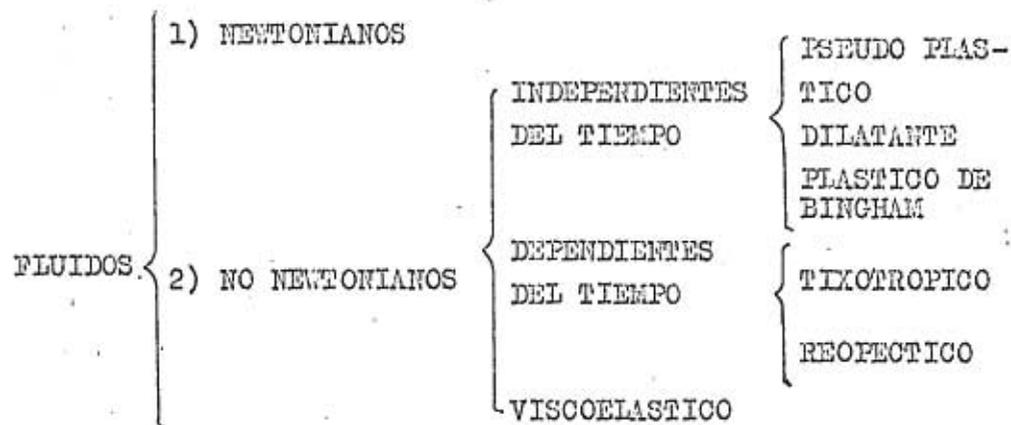
2) La velocidad de asentamiento de los recortes, medida bajo condiciones estáticas, nos da valores bastante cercanos a las medidas bajo condiciones dinámicas.

3) Existe una relación lineal entre la relación de transporte de los recortes y la inversa de la velocidad anular.

4) De los tres métodos evaluados, el de Moore es el que más se aproxima a los valores medidos.

#### 4.- MODELO REOLOGICO UTILIZADO

Los fluidos se clasifican de acuerdo a su comportamiento ante la magnitud y duración del esfuerzo que genera su movimiento. La clasificación general más aceptada es<sup>20</sup>:



La generalidad de los fluidos de perforación cae dentro de la clasificación de no newtonianos. Además, un fluido puede tener un comportamiento diferente, dependiendo de las condiciones experimentales<sup>21</sup>.

Durante mucho tiempo, se ha utilizado el modelo de Bingham, para predecir el comportamiento de los fluidos de perforación, pero se ha observado que dicho modelo no es representativo para velocidades bajas de corte (correspondientes al espacio anular); motivo por el cual se han buscado otros modelos más representativos. El modelo que tiene mucha aceptación es el de la ley de las potencias<sup>22,23</sup>. La desventaja que presenta este modelo es que supone que cuando el fluido está en reposo, sólo es necesario un esfuerzo muy pequeño para originar su movimiento. Con el fin de eliminar esto, se ha propuesto afectar a la ley de las potencias de un término que contemple el esfuerzo de cedencia,  $\tau_0$ , (ver figura 2). Este es el modelo de potencias modificado (con punto de cedencia), cuya ecuación es la siguiente:

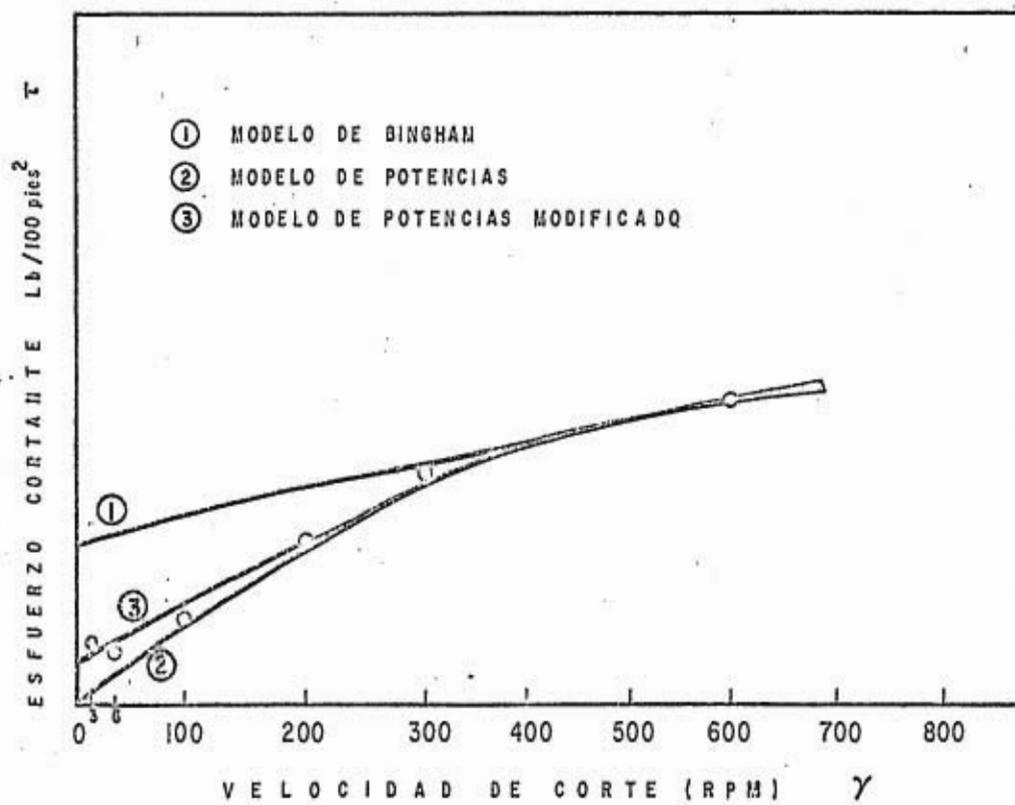


FIG. No. 2 - GRAFICA COMPARATIVA DE LOS MODELOS DE BINGHAM, POTENCIAS Y POTENCIAS MODIFICADO.<sup>14</sup>

$$r = r_0 + K\gamma^n \quad \dots(4.1)$$

Aprovechando los viscosímetros rotacionales de 6 velocidades, de amplio uso en el campo, se puede conocer el comportamiento de un fluido a diferentes velocidades de corte, con lo cual se pueden calcular los parámetros  $n$  y  $k$ . Por ejemplo, a 600, 300 y 3 RPM dichos parámetros se obtienen con<sup>22, 23</sup>:

$$n = 3.32 \text{ Log}_n \left[ \frac{r_{600} - r_0}{r_{300} - r_0} \right] \quad \dots(4.2)$$

$$K = \frac{r_{300} - r_0}{511^n} \quad \dots(4.3)$$

5.- DETERMINACION DE LOS GASTOS MAXIMO Y MINIMO  
PARA EVITAR PROBLEMAS EN EL AGUJERO  
DURANTE LA PERFORACION.

Al relacionar el comportamiento reológico de un fluido con los problemas en el pozo, se observa que se pueden fijar ciertos puntos sobre la curva del reograma, que nos limitan los problemas del agujero (ver figura 3). Dichos puntos se pueden clasificar en A, B, C y D. Los puntos A limitan la buena y mala limpieza del agujero, los puntos B limitan la velocidad anular adecuada con la deficiente, los puntos C limitan las condiciones de fractura de la formación y los puntos D limitan el régimen turbulento con el no turbulento en el espacio anular.

Si se grafican muchas curvas de diferentes fluidos y diferentes comportamientos, y se unen los puntos de letras correspondientes, se llega a delimitar una área o ventana<sup>7, 10, 13 - 15</sup>, dentro de la cual las velocidades impartidas a los fluidos de perforación, no provocan problemas en el agujero (ver figura 4).

Es muy importante conocer esta ventana o los puntos límites de la curva del reograma, para operar con seguridad dentro de estos.

Se pueden traducir estas restricciones a gasto, que es lo que se maneja directamente en los equipos de perforación. Un gasto excesivo puede originar los siguientes problemas: erosión del agujero, y pérdidas de circulación, debido a que la DEC sobrepasa al gradiente de fractura de la formación. Un gasto deficiente puede originar: pegadas de tubería por exceso de recorres en una sección del espacio anular o limpieza deficiente del agujero. Cada uno de estos problemas es lo que se tratará de evitar mediante la determinación de :

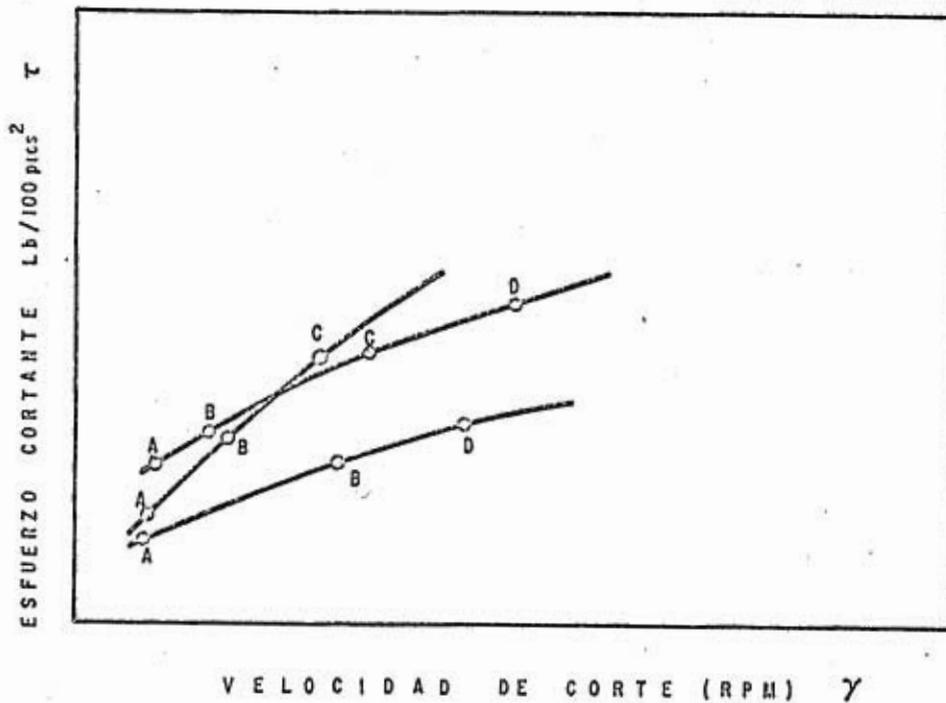


FIG. No. 3- RELACION DEL COMPORTAMIENTO DE UN FLUIDO CON LOS PROBLEMAS DEL AGUJERO.

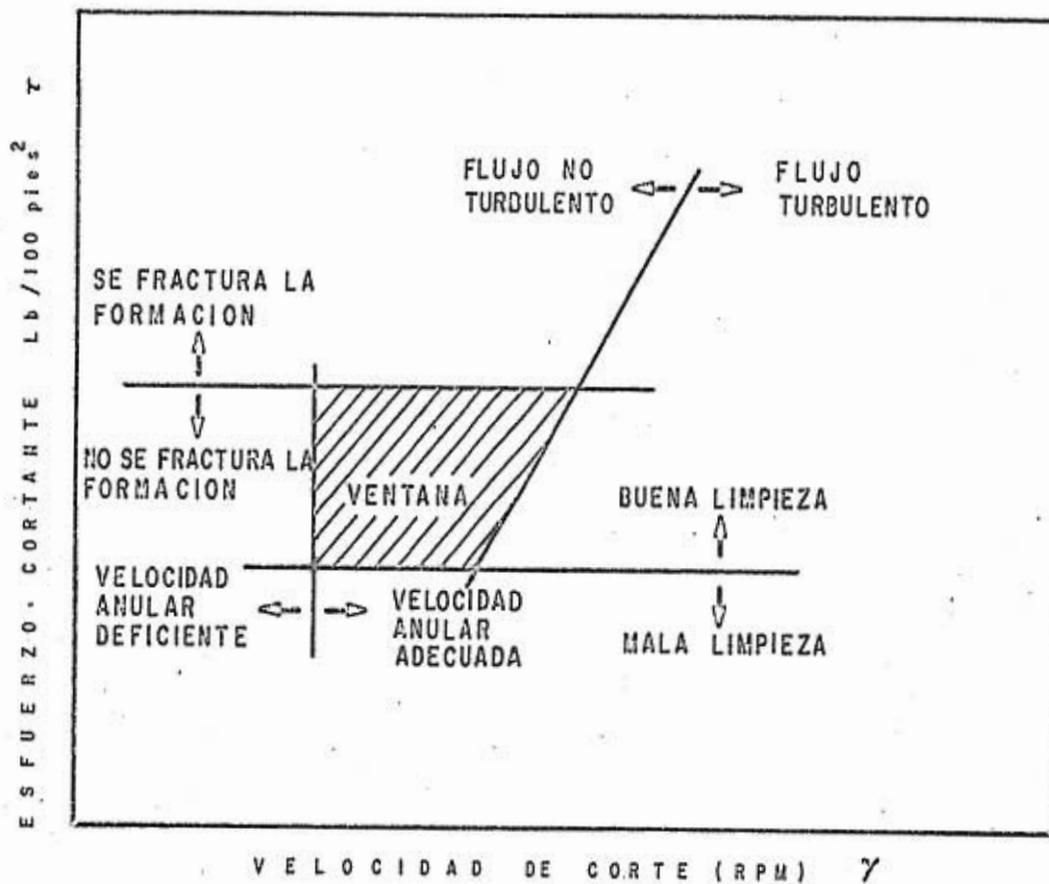


FIG. No. 4 - DELIMITACION DE UNA AREA (VENTANA) DE SEGURIDAD.<sup>7</sup>

5.1.- GASTO MAXIMO LIMITADO POR EROSION DE LAS PAREDES DEL AGUJERO..

Se ha observado que el régimen turbulento aunado a altas - velocidades anulares es el principal factor que erosiona las pa- redes del pozo; por lo tanto, se debe limitar el flujo en el es- pacio anular a régimen laminar. Para tal fin, sólo basta hacer el análisis en la sección anular más estrecha, la correspondien- te a los lastrabarreras de mayor diámetro, ya que si tenemos -- flujo laminar en esta sección lo tendremos en todo el espacio - anular.

Por una aproximación del espacio anular entre dos placas - paralelas con el espacio anular entre dos tuberías cilíndricas concéntricas (ver correlación factor de fricción con el número de Reynolds) se llega a la ecuación (en unidades de campo):

$$N_{Re} = \frac{2.9 \left[ \frac{D_H - D_E}{12} \right]^n v_a^{2-n} \rho_f}{K 8^{n-1} \left[ \frac{3n+1}{4n} \right]^n} \quad \dots(5.1.1)$$

el flujo será turbulento cuando se cumpla:

$$N_{Re} > 4270 - 1370 n \quad \dots(5.1.2)$$

Tomando como límite máximo del flujo no turbulento cuando sucede la igualdad de la fórmula (5.1.2) e igualando con la - (5.1.1) se llega a determinar la velocidad anular máxima para - mantener flujo no turbulento en el espacio anular:

$$v_a = \sqrt[2-n]{\frac{(4270 - 1370 n) K 8^{n-1} \left[ \frac{3n+1}{4n} \right]^n}{2.9 \left[ \frac{D_H - D_E}{12} \right]^n \rho_f}} \quad \dots(5.1.3)$$

de donde, por la ecuación de continuidad, el gasto máximo para mantener flujo no turbulento en el espacio anular es:

$$Q' = \frac{v_{\tau} (D_{II}^2 - D_E^2)}{24.5} \quad \dots(5.1.4)$$

## 5.2.- GASTO MAXIMO LIMITADO POR LA MAXIMA DEC PERMISIBLE.

Es de suma importancia conocer el gradiente de fractura - de las formaciones,  $G_{FRA}$ , para poder traducir este valor a densidad equivalente ( $\rho_{G_{FRA}}$ ). La máxima DEC permisible será el valor que iguale al valor de  $\rho_{G_{FRA}}$ .

$$DEC = \rho_{G_{FRA}} \quad \dots(5.2.1)$$

La densidad equivalente de circulación es igual a la densidad real del sistema fluido-recorte, más la densidad equivalente a las caídas de presión en el espacio anular.

La densidad del sistema fluido-recorte al perforar está dada por:

$$\rho_{F+c} = \frac{Q_c \rho_c + Q \rho_f}{Q_c + Q} \quad \dots(5.2.2)$$

Expresando el gasto de los recortes perforados en función de la geometría del agujero y de la velocidad de perforación, y convirtiendo a unidades de campo, se tiene:

$$\rho_{F+c} = \frac{5.0645 \times 10^{-4} D_{II}^2 R \rho_c + .2271 Q \rho_f}{5.0645 \times 10^{-5} D_H^2 R + .2271 Q} \quad \dots(5.2.3)$$

Para calcular las caídas de presión en el espacio anular - (ver sección hidráulica), se hace uso de:

$$f = \frac{24}{N_{Ree}} \quad \dots(5.2.4)$$

Se considera flujo restringido a régimen laminar.

Usando además la ecuación para calcular el número de Reynolds en el espacio anular (5.1.1), y la ecuación para calcular la caída de presión en el espacio anular:

$$\Delta P_{EA} = \frac{2.9449 \times 10^{-4} \rho_T v_a^2 P f}{D_H - D_E} \quad \dots(5.2.5)$$

Convirtiendo la caída de presión en el espacio anular a densidad equivalente:

$$\rho_{\Delta P} = \frac{0.7 \Sigma \Delta P_{EA}}{PROF} \quad \dots(5.2.6)$$

Se determina por ensaye y error la velocidad anular y el gasto que cumplan con:

$$\rho_{GFRA} = \rho_{F+c} + \rho_{\Delta P} \quad \dots(5.2.7)$$

El gasto así determinado será el gasto máximo permisible para no fracturar a la formación.

Se comparan los valores del gasto máximo permisible para no erosionar el agujero, con el gasto máximo para no fracturar la formación; tomándose el menor valor de ellos como el gasto máximo general.

5.3.- GASTO MINIMO PARA MANTENER LA MAXIMA CONCENTRACION DE RECORTES PERMISIBLE EN EL ESPACIO ANULAR.

Para evitar problemas de pagadas de tubería o mala limpieza del agujero, es recomendable mantener una concentración de recortes máxima en el espacio anular,  $C_a$ ; valor que muchos investigadores lo han fijado en 5%. De acuerdo a ecuaciones propuestas por Zse Foo Chien (ver anexo A) se llega a la siguiente ecuación:

$$v_p = \frac{0.50468 R}{\left[1 - \left(\frac{D_E}{D_H}\right)^2\right] C_a} \quad \dots(5.3.1)$$

Mediante esta ecuación, se puede determinar el valor de la velocidad de transporte necesaria, de acuerdo a la velocidad de perforación y la concentración máxima de recortes en el espacio anular.

Existe una relación muy estrecha entre las velocidades de transporte ( $v_p$ ), de deslizamiento ( $v_s$ ) de los recortes y la anular ( $v_a$ ). De tal forma que la velocidad de transporte es igual a la velocidad anular menos la velocidad de deslizamiento de los recortes:

$$v_p = v_a - v_s \quad \dots(5.3.2)$$

Se utiliza el procedimiento de Moore<sup>16-18</sup> para calcular la velocidad de deslizamiento de los recortes, partiendo del mínimo gasto que pueda proporcionar la bomba; en este procedimiento se efectúan los siguientes pasos:

1) Calcular la viscosidad del fluido a la velocidad anular establecida, mediante:

$$\mu = \left[ \frac{2.4 v_a}{(D_H - D_E)} \left( \frac{2n+1}{3n} \right) \right]^n \frac{200 K (D_H - D_E)}{v_a} \quad \dots(5.3.3)$$

2) Calcular una velocidad de deslizamiento mediante:

$$v_s = 113.4 \sqrt{\frac{D_p (\rho_c - \rho_f)}{3.81 \rho_f}} \quad \dots(5.3.4)$$

3) Calcular el número de Reynolds de los recortes:

$$N_{REC} = \frac{50.82 \rho_f v_s D_p}{\mu} \quad \dots(5.3.5)$$

4) Si el valor del número de Reynolds de los recortes es mayor de 2000, la  $V_s$  calculada es correcta; en caso contrario - continuar con el procedimiento.

5) Calcular otra velocidad de deslizamiento, aplicando:

$$v_s = \frac{6441.52 D_p (\rho_c - \rho_f)}{\mu} \quad \dots(5.3.6)$$

6) Se toma el nuevo valor de  $V_s$  y se recalcula  $N_{Rec}$  con la ecuación (5.3.5).

7) Si el valor de  $N_{Rec}$  es mayor o igual a 10 y menor que 100, el último valor de  $V_s$  es correcto; en caso contrario, continuar con el procedimiento.

8) Calcular un nuevo valor de la velocidad de asentamiento,  $V_s$ , mediante la ecuación;

$$v_s = \frac{139.9446 D_p^2 (\rho_c - \rho_f)^{0.667}}{\rho_f^{0.333} \mu^{0.333}} \quad \dots(5.3.7)$$

9) De nuevo calcular el número de Reynolds del recorte, mediante la ecuación (5.3.5).

10) Si el valor de  $N_{Rec}$  es mayor que cero y menor que 1, - el último valor de  $V_s$  es correcto; en caso contrario, tomar el menor valor de  $V_s$ , de los anteriormente calculados.

Una vez que se tiene ya una velocidad anular y una velocidad de deslizamiento de los recortes, se calcula  $V_p$  de la ecuación (5.3.2) y se compara con el valor de la velocidad de transporte calculada mediante (5.3.1). Si el último es mayor que el primero, se incrementa el valor de la velocidad anular, haciendo de nuevo todos los pasos hasta que el valor de la (5.3.2) - sea ligeramente mayor que el de la (5.3.1).

Para una mayor comprensión de este procedimiento, se presenta un diagrama de bloques en la figura 5.

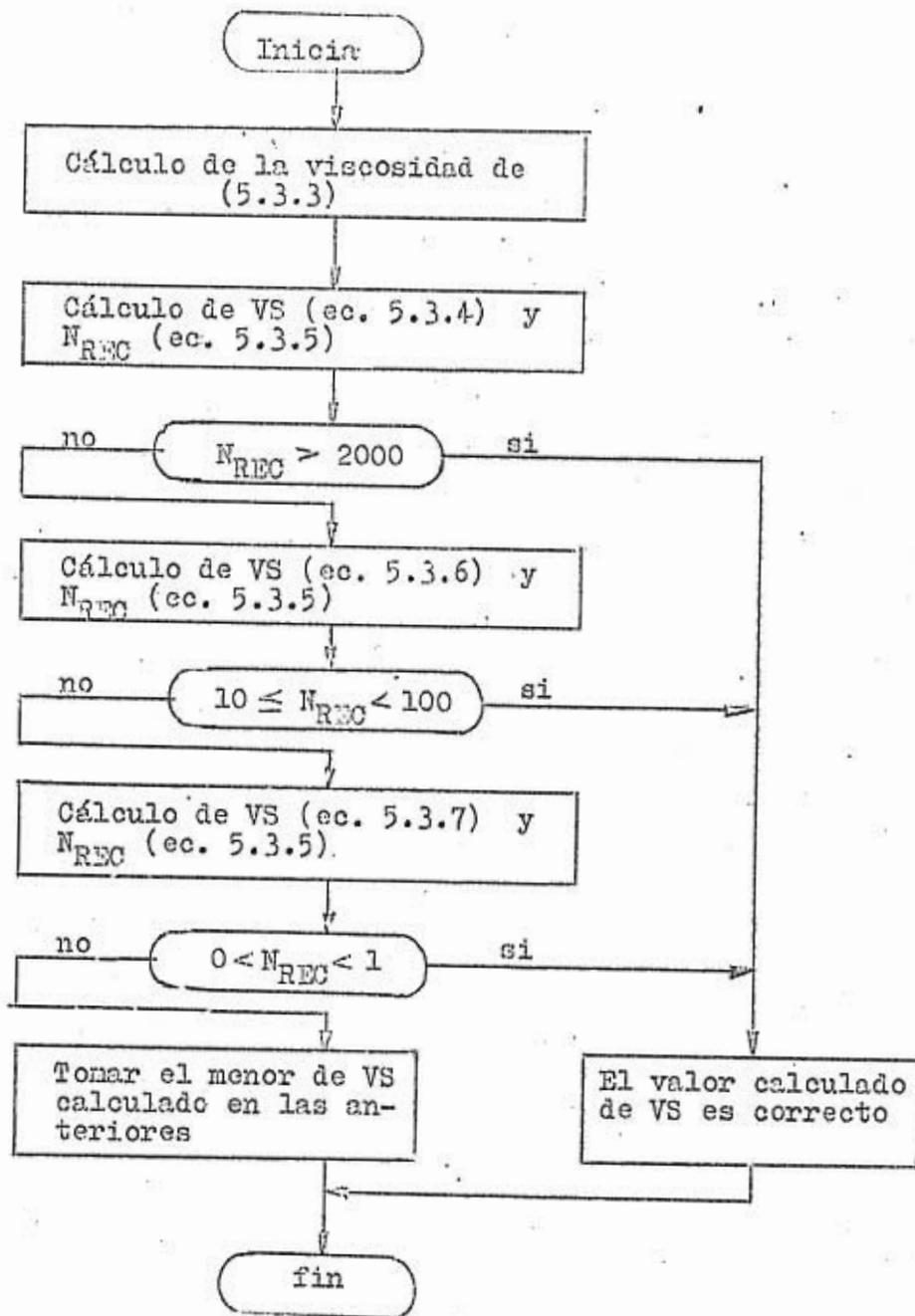


FIGURA 5.- Diagrama de bloques del método de Moore para el cálculo de la velocidad de deslizamiento de los recortes.

## 6.- HIDRAULICA APLICADA AL MODELO DE POTENCIAS MODIFICADO.

La hidráulica en la perforación de pozos es utilizada fundamentalmente para conocer las caídas de presión en todo el sistema, al circular un fluido a un gasto determinado, y calcular las toberas necesarias para perforar cierto intervalo, sin sobrepasar la presión máxima permisible en la superficie. Las caídas de presión en el equipo superficial, en el interior de la sarta de perforación y en el espacio anular, son energía gastada única y exclusivamente para transportar el fluido. En cambio, la caída de presión en la barrena es aprovechada para perforar.

Las consideraciones bajo las que se trabajan son: que el régimen es permanente, el fluido es incompresible y el flujo es isotérmico.

### 6.1.- CORRELACION FACTOR DE FRICCIÓN - NUMERO DE REYNOLDS.

Haciendo un estudio de la velocidad de corte en tubería cilíndricas verticales, Metzner y Reed<sup>21</sup> adaptaron la ecuación de Rabinowitsh a la forma:

$$\frac{D \Delta P}{4L} = K' \left[ \frac{8v}{D} \right]^{n'} \quad \dots(6.1.1)$$

donde K' y n' son constantes para un amplio intervalo de valores de velocidad de corte y esfuerzo cortante en la pared de la tubería es de la forma:

$$\tau_w = K' \left[ - \frac{dv}{dr} \right]^{n'} \quad \dots(6.1.2)$$

que es la ecuación de Oswald<sup>20,24</sup> para fluidos pseudoplásticos. De la definición del factor de fricción de Fanning<sup>21</sup>:

$$f = \frac{D \Delta P / 4L}{\rho v^2 / 2g_c} \quad \dots(6.1.3)$$

estableciendo esta ecuación en términos de n:

$$f = \frac{16\gamma}{D_1 v^{2-n} \rho_f} \quad \dots(6.1.4)$$

y la ecuación del número de Reynolds, también en función de n:

$$N_{Re} = \frac{D_1^n v^{2-n} \rho_f}{K 8^{n-1} g_c} \quad \dots(6.1.5)$$

Trabajando con el número de Reynolds en unidades prácticas, se llega a dos expresiones:

a) para interiores de tuberías

$$N_{Re} = \frac{1.936 \left[ \frac{D_1}{12} \right]^n v^{2-n} \rho_f}{K 8^{n-1} \left[ \frac{3n+1}{4n} \right]^n} \quad \dots(6.1.6)$$

b) para el espacio anular

$$N_{Re} = \frac{2.9 \left[ \frac{D_H - D_E}{12} \right]^n v^{2-n} \rho_f}{K 8^{n-1} \left[ \frac{2n+1}{2n} \right]^n} \quad \dots(6.1.7)$$

Metzner y Reed<sup>21</sup> establecieron que los fluidos newtonianos y no newtonianos se mantienen en régimen laminar hasta que  $f$  alcanza valores de 0.008 o menores; esto sucede cuando el número de Reynolds alcanza valores entre 2000 y 2500 (ver figura 6).

Se ha determinado en forma empírica el factor de fricción en flujo laminar. Se establecen dos casos:

a) Interior de la sarta de perforación

$$f = \frac{16}{N_{Re}} \quad \dots(6.1.8)$$

b) Espacio anular

$$f = \frac{24}{N_{Re}} \quad \dots(6.1.9)$$

Con base en la fórmula de fricción de Blassius, Schuh<sup>3</sup> realizó ciertas adaptaciones para el régimen turbulento, obteniendo una expresión en términos de  $n$ :

$$f = \frac{C}{N_{Re}^b} \quad \dots(6.1.10)$$

en donde

$$c = \frac{\log n + 3.93}{50} \quad \dots(6.1.11)$$

$$b = \frac{1.75 - \log n}{7} \quad \dots(6.1.12)$$

En los artículos de Shuh<sup>25</sup> y Zamora<sup>23</sup>, se presenta una -

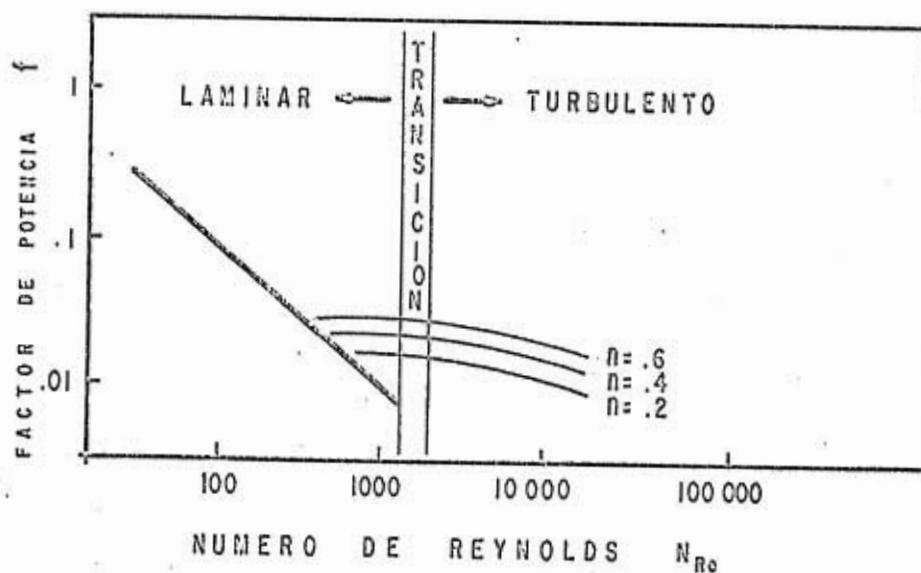


FIG. No. 6 - CORRELACION DE METZNER Y REED<sup>21</sup> DEL FACTOR DE FRICCION VS EL NUMERO DE REYNOLDS.

relación lineal entre el valor crítico del número de Reynolds y el valor de  $n$  (ver figura 7); estos proponen lo siguiente:

a) para régimen laminar:

$$N_{Re} < 3470 - 1370 n \quad \dots(6.1.13)$$

b) para el régimen de transición:

$$3470 - 1370 n < N_{Re} \leq 4270 - 1370 n \quad \dots(6.1.14)$$

c) para el régimen turbulento:

$$N_{Re} > 4270 - 1370 n \quad \dots(6.1.15)$$

Por razones prácticas se considera que el límite entre el régimen turbulento y el no turbulento estará dado por (6.1.15).

## 6.2.- CAIDAS DE PRESION EN EL EQUIPO SUPERFICIAL.

Es la caída de presión por el movimiento del fluido, desde la salida de la bomba hasta entrar a la tubería de perforación. En esta se toma en cuenta a la línea de descarga de la bomba, las mangueras, el manifold de las bombas, la línea del manifold a la estructura, la tubería de pie (stand pipe), la manguera y la unión giratoria (swivel). En general se consideran cuatro casos (arreglos de las partes antes mencionadas), que dependen de la longitud y diámetro de cada línea. Sin embargo, debido a que la mayoría de los casos caen dentro del tipo 3, y la diferencia en los valores de caída de presión para cada caso es de unas cuantas unidades, y el flujo en esta parte es siempre turbulento, se adaptó una ecuación a los resultados arrojados por la regla de cálculo Smith para el caso 3, quedando:

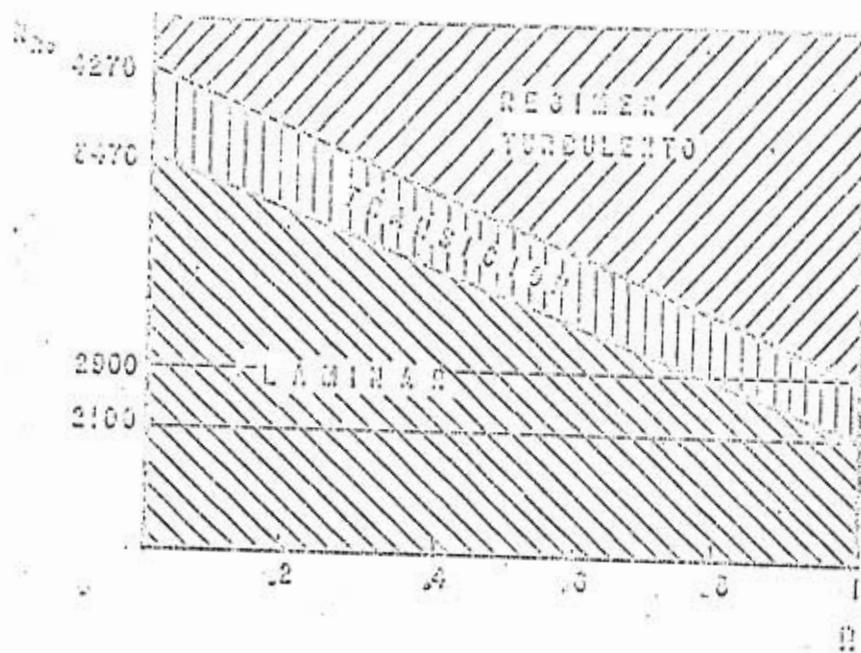


FIG.No.7 = RELACION DEL NUMERO DE REYNOLDS CON  $\alpha$   
 PARA DETERMINAR LOS LIMITE DE CADA REGI-  
 MEN DE FLUJO.

$$P_{\text{CON}} = \frac{Q^2}{5714.28} \quad \dots(6.2.1)$$

### 6.3.- CAIDA PRESION EN EL INTERIOR DE LA SARTA.

La caída de presión en el interior de la sarta de perforación es la que aporta el mayor porcentaje de la caída de presión en el sistema. Esto es debido a que los diámetros interiores son bastante reducidos, y que se trabaja en régimen turbulento.

La ecuación para calcular esta caída de presión, en unidades prácticas, está dado por:

$$\Delta P_{\text{TP}} = \frac{2.944 \times 10^{-4} \rho_T v^2 P f}{D_I} \quad \dots(6.3.1)$$

### 6.4- CAIDA DE PRESION EN EL ESPACIO ANULAR.

El régimen de flujo en la mayoría de las secciones del espacio anular es preponderantemente laminar, y las velocidades anulares son muy bajas en comparación con las velocidades en el interior de la tubería. Por lo mismo, la caída de presión en el espacio anular es del orden del 10 al 20% de la caída de presión en el sistema. La ecuación en unidades prácticas es:

$$\Delta P_{\text{EA}} = \frac{2.944 \times 10^{-4} \rho_T v^2 P f}{D_{II} - D_E} \quad \dots(6.3.2)$$

#### 6.5.- CAIDA DE PRESION EN EL SISTEMA.

La caída de presión,  $P_c$ , en el sistema para un gasto determinado, es la suma de las caídas de presión en el equipo superficial, el interior de la sarta y el espacio anular, es decir:

$$P_c = P_{CON} + \sum_{i=1}^{ns} \Delta P_{TP_i} + \sum_{i=1}^{ns} \Delta P_{E\Delta_i} \quad \dots(6.5.1)$$

en donde  $ns$  es el número de secciones de diferente geometría.

#### 6.6.- CAIDA DE PRESION EN LA BARRENA.

Para determinar la caída de presión en la barrena, es muy importante tomar en cuenta la limitación de presión,  $P_s$ , que tiene el equipo superficial. Esta limitación es debida a la máxima presión permisible por los siguientes factores: el uso de determinado diámetro de camisa de la bomba, o por la máxima presión soportada por los empaques del equipo superficial. La caída de presión,  $P_b$ , en la barrena, será la diferencia existente entre la máxima presión permisible en la superficie y la caída de presión en el sistema (siempre que  $P_c$  sea menor que  $P_s$ )

$$P_b = P_s - P_c \quad \dots(6.6.1)$$

Una vez calculada la caída de presión disponible en la barrena, se procede a calcular el área de toberas, (ver anexo B), de acuerdo a la ecuación:

$$A_N = \sqrt{\frac{P_T Q^2}{1303 P_b}} \quad \dots(6.6.2)$$

Para determinar el juego de toberas que más se aproxime al área de toberas calculada (en 32 avos de pulgada), se utiliza el siguiente algoritmo:

1.- Se toma el valor del área de toberas calculado y se divide entre tres.

$$A_1 = A_N/3 \quad \dots(6.6.3)$$

2.- Se compara el valor de  $A_1$  con el área de cada una de las toberas disponibles, escogiendo la que sea mayor o ligeramente mayor ( $A_2$ ), tomando el diámetro correspondiente a esa tobera ( $d_1$ ).

3.- Se resta al valor de  $A_N$  el de  $A_2$ .

$$A_3 = A_N - A_2 \quad \dots(6.6.4)$$

4.- Se divide  $A_3$  entre dos.

$$A_4 = A_3/2 \quad \dots(6.6.5)$$

5.- Se efectúa lo mismo con  $A_4$ , como en el paso 2, y se determina  $A_5$  y  $d_2$ .

6.- Se resta  $A_5$  de  $A_3$ .

$$A_6 = A_3 - A_5 \quad \dots(6.6.6)$$

7.- Se realiza lo mismo con  $A_6$ , como en el paso 2 y 5 y se determina  $d_3$ .

8.- El juego de toberas de  $d_1$ ,  $d_2$ , y  $d_3$ .

## 7.- OPTIMIZACION DE LA HIDRAULICA.

Se ha dicho que, para un fluido tipo plástico de Bingham en flujo turbulento<sup>28</sup>, el comportamiento de la caída de presión, -  $P_c$ , en el sistema, en función del gasto, es exponencial de la forma<sup>26</sup>:

$$P_c = BQ^m \quad \dots(7.0.1)$$

Se hizo el análisis sobre el cálculo de caída de presión, de acuerdo a la ecuación de ley de potencias modificada, para los datos de la tabla I.

Los valores de  $m$  y  $B$  de la ecuación exponencial (7.0.1) se pueden obtener de dos juegos de datos cualesquiera ( $P_c$  vs  $Q$ ), - por medio de las ecuaciones:

$$m = \frac{\text{Log}(P_1/P_2)}{\text{Log}(Q_1/Q_2)} \quad \dots(7.0.2)$$

$$B = \frac{P_1}{Q_1^m} \text{ ó } \frac{P_2}{Q_2^m} \quad \dots(7.0.3)$$

Se efectuaron todas las combinaciones posibles, sustituyendo de cada una en la ecuación exponencial y se compararon los resultados de  $P_c$  con los calculados, se observó que las combinaciones más representativas son las que se obtienen a altos gastos (con diferencia entre ellos de 200 a 300 GPM). Para este caso - en particular se tomaron los gastos de 300 y 500 GPM, con los cuales  $m = 1.72046$  y  $B = 0.0977$  (ver tabla II y figura 8).

De lo anterior, se puede concluir que la ecuación exponencial (7.0.1) también es válida para fluidos que se comportan de acuerdo a la ecuación de la ley de potencias, en combinaciones de flujo turbulento y laminar, como generalmente se presenta en

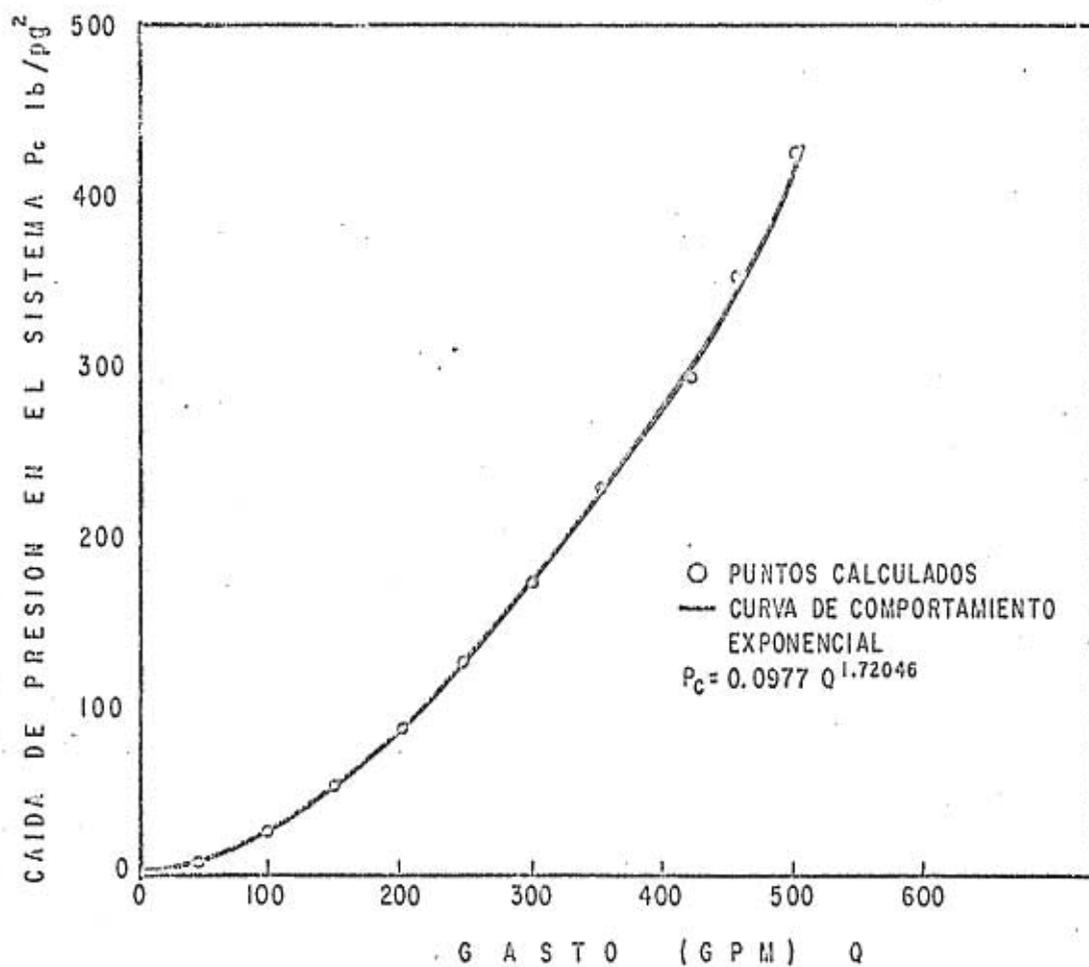


FIG. No. 8 = FIGURA COMPARATIVA DE LOS VALORES DE  $P_c$  OBTENIDOS DE FORMULAS SIGUIENDO LA ECUACION DE LA LEY DE POTENCIAS MODIFICADA (PUNTOS) Y CON LA ECUACION EXPONENCIAL (CURVA).

TABLA I.- Datos de las secciones de tubería - agujero y del fluido del ejemplo ilustrado.

DIAMETRO AGUJERO PG	DIAMETRO EXTERIOR TP PG	DIAMETRO INTERIOR TP PG	LONGITUD m
9.625	4.5	2.75	2000
9.625	8.5	2.5	100
9.5	8.75	2.0	50

$n = .9$

$k = 1.6$

DENSIDAD DEL FLUIDO = 1.25 gr/cc

TABLA II.- Tabla comparativa de resultados<sup>+</sup>

GASTO GPM	Pc CALCULADA psi	Pc EXPONENCIAL psi	% DE ERROR
100	276.36	269.68	- 0.42
200	884.00	888.72	0.53
300	1785.40	1785.36	- 0.01
400	2928.70	2928.72	$6.82 \times 10^{-4}$
500	4299.5	4299.41	- 0.01

<sup>+</sup> Obtenidos con la Pc calculada con la ecuación de la ley de potencias modificada y la Pc calculada con la ecuación exponencial (datos de la tabla I).

el sistema.

Existen tres criterios de optimización de la hidráulica, mayormente aceptados, que son: el de máxima potencia hidráulica, máximo impacto y máxima velocidad en las toberas. Los dos primeros están en función del parámetro  $m$  y el tercero es independiente. A continuación se explica cada uno de ellos:

### 7.1. MAXIMA POTENCIA HIDRAULICA.

La potencia hidráulica desarrollada en la barrena es función de la caída de presión en las toberas y el gasto, de acuerdo a la ecuación<sup>26,27</sup>:

$$HP_b = \frac{P_b Q}{1714} \quad \dots(7.1.1)$$

Los diferentes diámetros de camisas para cada bomba de lodos tienen limitaciones en lo respecta a presión máxima y gasto máximo. Se ha definido que  $P_s$  era la limitación de presión en la superficie, ya sea por limitación de presión en la camisa o en los empaques. Si se incrementa el gasto de una bomba y se va calculando la potencia hidráulica en la barrena, para los diferentes gastos, al graficar se observa que existe un máximo para esta función (ver figura 9).

El máximo se puede determinar matemáticamente al igualar a cero la primera derivada de la potencia hidráulica con respecto al gasto<sup>26</sup> (ver anexo C). Se determina así la caída de presión óptima en la barrena:

$$(P_b)_{opt.} = \left[ \frac{m}{m+1} \right] P_s \quad \dots(7.1.2)$$

Esto indica que la caída de presión en la barrena, indispensable para optimizar este criterio, es función de  $m$  y de la presión superficial máxima.

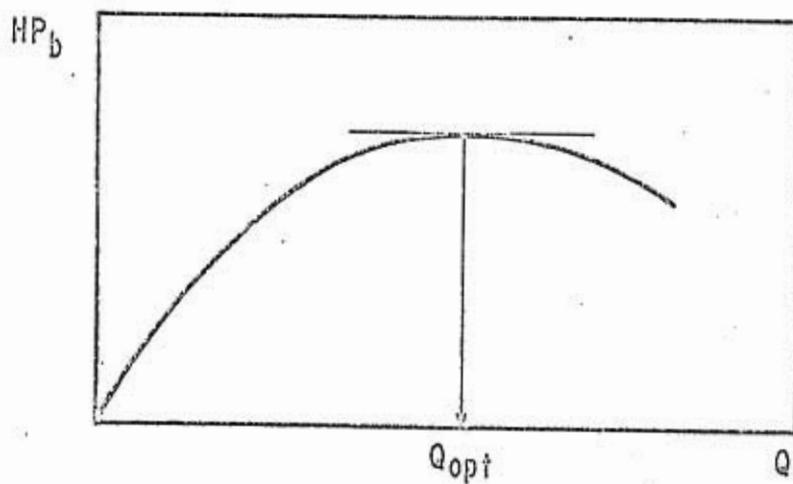


FIG. No. 9 - RELACION GASTO-POTENCIA HIDRAULICA EN LA BARRENA, OBSERVANDO EL GASTO-OPTIMO PARA ESTE CRITERIO.

## 7.2.- MAXIMO IMPACTO.

La fuerza de impacto con que los chorros del fluido golpean a la formación, es directamente proporcional al gasto y a la velocidad en las toberas, o también es directamente proporcional al gasto y a la raíz cuadrada de la caída de presión en la barrena y a la raíz cuadrada de la densidad del fluido:

$$F_b = 1.73 \times 10^{-2} Q \sqrt{\rho_f P_b} \quad \dots(7.2.1)$$

$$= \sqrt{\frac{\rho_f Q^2 P_b}{400}} \quad \dots(7.2.2)$$

$$= \sqrt{\frac{P_s \rho_f Q^2 - \rho_f B Q^{m+2}}{400}} \quad \dots(7.2.3)$$

De igual modo que en el criterio anterior, si se varía el gasto calculando la fuerza de impacto para cada uno, se observa un gasto máximo, como el de la figura 10.

Para determinar matemáticamente la fuerza de impacto máxima, se deriva la fuerza de impacto con respecto al gasto, igualando a cero (ver anexo D), obteniéndose la ecuación:

$$(P_b)_{opt.} = \left[ \frac{m}{m+2} \right] P_s \quad \dots(7.2.4)$$

Se observa también la caída de presión óptima en la barrena es función de  $m$  y  $P_s$ , con la diferencia de que varía el factor que contiene a  $n$ .

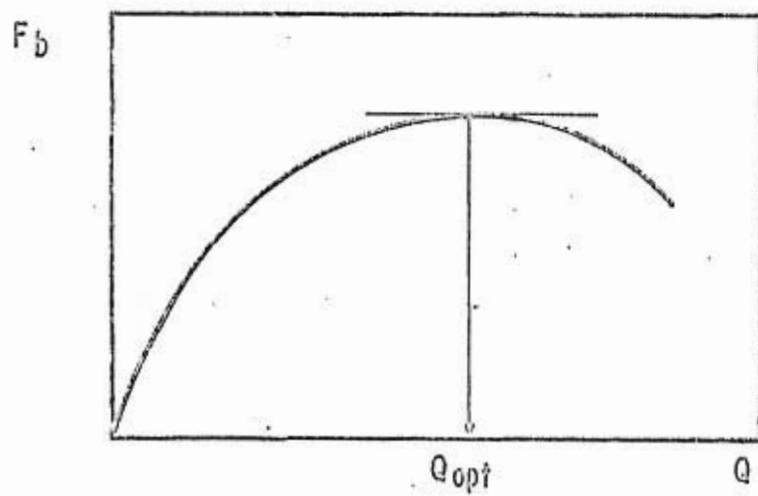


FIG. No. 10- RELACION GASTO-FUERZA DE IMPACTO, OBSERVANDO EL GASTO OPTIMO PARA ESTE CRITERIO.

### 7.3.- MAXIMA VELOCIDAD EN LAS TOBERAS.

La velocidad en las toberas es directamente proporcional al gasto e inversamente proporcional al área de las mismas.

$$V_N = \frac{0.32 Q}{A_N} \quad \dots(7.3.1)$$

o bien:

$$V_N = 11.552 \sqrt{\frac{P_b}{P_t}} \quad \dots(7.3.2)$$

Se observa de (7.3.1), que a un gasto fijo la velocidad en las toberas será mayor mientras menor sea el área de éstas y mediante la (7.3.2) que a densidad constante, la velocidad en las toberas será mayor mientras mayor sea la caída de presión en la barrena. De todo esto se concluye que la velocidad en las toberas será mayor cuando se mantenga fijo el gasto en el valor mínimo permisible, y se tenga una área de toberas que satisfaga la expresión:

$$P_b = P_s - P_c \quad \dots(7.3.3)$$

Se ha especulado mucho sobre cuál de los tres criterios - aporta más ventajas sobre los otros, sin llegar a una conclusión determinante. Scott<sup>28</sup> y Bouryne<sup>29</sup>, en sus artículos, no recomiendan a alguno en particular, en cambio Randall<sup>30</sup> se inclina más por el método de impacto, presentando un diagrama de barra como el de la figura 11.

De acuerdo a los trabajos de hidráulica realizados en las áreas de Reforma, Chiapas y Tabasco, no se puede recomendar un criterio en especial para perforar todo un intervalo, ya que -- uno trabaja mejor que otros en determinadas formaciones y viceversa.

Es conveniente hacer ciertas consideraciones en lo que --

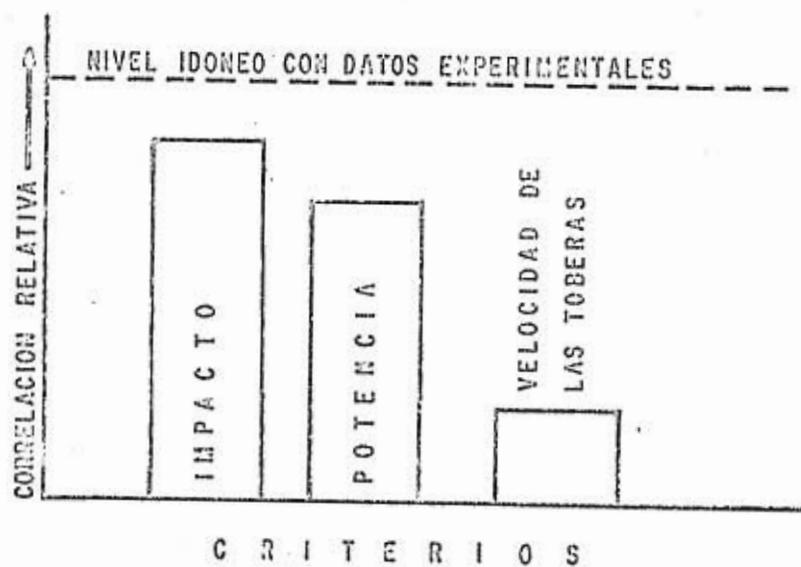


FIG. No. II = DIAGRAMA COMPARATIVO DE BARRAS PARA LOS TRES CRITERIOS DE OPTIMIZACION, PRESENTADO POR RANDALL.<sup>30</sup>

respecta al gasto para los dos primeros criterios:

a) Si el gasto óptimo es mayor que el gasto máximo, trabajar con el gasto máximo.

b) Si el gasto óptimo está entre el gasto máximo y el mínimo, trabajar con el gasto óptimo.

c) Si el gasto óptimo es menor que el gasto mínimo, trabajar con el gasto mínimo.

El gasto óptimo se obtiene de la ecuación:

$$Q_{opt.} = \sqrt{\frac{P_s - P_b}{B}} \quad \dots(7.3.4)$$

8.- DETERMINACION DEL DIAMETRO OPTIMO DE LA CAMISA DE LA BOMBA PARA SATISFACER LOS GASTOS REQUERIDOS.

El diámetro óptimo de la camisa será aquél que proporcione los gastos más próximos a los óptimos calculados, para un mismo intervalo a perforar y con barrenas del mismo diámetro.

Cada uno de los diferentes tipos de bombas que se encuentran en el mercado, cuentan con varias camisas de diferentes diámetros. Cada diámetro cuenta con limitaciones de gasto y presión por lo cual es de vital importancia seleccionar el diámetro adecuado de la camisa, que satisfaga las condiciones de gasto y presión necesarias, para optimizar la hidráulica al perforar.

Para hacer esto, primero se selecciona el criterio a optimizar y se efectúan los cálculos para determinar el gasto de trabajo, para cada diámetro de camisa disponible. Se introduce una variable que va acumulando la diferencia existente entre cada gasto de trabajo y el óptimo para cada diámetro. El diámetro óptimo será aquél cuya diferencia acumulada guarde el menor valor.

## 9.- PROGRAMA DE COMPUTO.

El programa de computo, procesado en la computadora UNIVAC 1106 del Instituto Mexicano del Petroleo, calcula los parámetros  $n$  y  $K$  de la ecuación de la ley de potencias modificada y las variables  $m$  y  $B$  de la ecuación exponencial de la caída de presión, a partir de dos gastos diferentes (300 y 600 GPM).

Para cada diámetro de camisa disponible para las bombas se calculan: el gasto máximo y mínimo de la bomba y el gasto máximo y mínimo para evitar problemas en el agujero. Se comparan los valores de la presión máxima para cada camisa con la presión máxima permisible en el equipo superficial, tomando el menor valor de ambos. El gasto y la caída de presión óptima en la barrena se calculan en función de  $m$  y  $B$ , de acuerdo al criterio de optimización que se va a emplear; Se ajustan estos valores dentro de las limitaciones de presión y gasto. Se calcula el porcentaje de caída de presión superficial gastado en la barrena y se almacena la diferencia existente con el porcentaje óptimo.

Cuando ya se han hecho todos estos cálculos, para cada barrena programada y para todos los diámetros disponibles de camisas, se suman los valores obtenidos en las diferencias de porcentaje de caída de presión en la barrena. El diámetro óptimo de la camisa será aquél que guarde al menor valor acumulado.

En los archivos creados se buscan los valores de la caída de presión en la barrena, gasto y área de toberas, correspondiente al diámetro óptimo de camisa, y se calcula las dimensiones de las toberas.

Se presenta el listado del programa (Anexo E) y el diagrama de bloques del mismo y de las subrutinas (Anexo F).

9.1.- ENTRADA DE DATOS AL PROGRAMA.

La presentación de datos en el programa se efectúa en formato libre; a continuación se presenta como el orden de alimentación, por renglón o por tarjeta, poniendo el nombre de las variables en el lugar correspondiente a su valor.

```
PT, EMIN, EMAX, NCAM+
DCAM(1), DESP(1), PMAX(1)
.
.
.
DCAM(NCAM), DESP(NCAM), PMAX(NCAM)
PROF(1), IPV, N
P(1), DA(1), DE(1), DI(1), ..., P(N), DA(N), DE(N), DI(N)
DENL, DENC, DP, R, CA, GPRA
TAU(1), TAU(2), ..., TAU(6)
.
.
.
PROF(J), IPV, N
P(1), DA(1), DE(1), DI(1), ..., P(N), DA(N), DE(N), DI(N)
DENL, DENC, DP, R, CA, GPRA
TAU(1), TAU(2), ..., TAU(6)
0., 0, 0 (para terminar)
```

---

<sup>+</sup> El significado de estas variables está indicado en el encabezado del listado del programa.

## 9.2.- SALIDA DEL PROGRAMA.

Se imprimen en la primera página los datos de las bombas - con los diámetros disponibles (Anexo G); en forma subsecuente - se imprimen los datos para cada barrena programada (Anexo H) y los resultados obtenidos con cada diámetro de camisa (Anexo I). Se indica el diámetro óptimo de camisa para perforar todo el intervalo y las condiciones óptimas para cada barrena programada (Anexo J).

Cuando las condiciones del fluido de perforación no son - adecuadas, el programa calcula un gasto mínimo demasiado elevado debido a la deficiente capacidad de acarreo del fluido e imprime mensaje según se ve en la ilustración del Anexo K, para - indicar que se debe acondicionar el fluido.

## 10.- CONCLUSIONES.

a) La ecuación de la ley de potencias modificada proporciona resultados bastante aproximados a la realidad, sobre todo para cálculos en régimen laminar.

b) El método de Moore, para calcular la velocidad de deslizamiento de los recortes, es bastante práctico y los valores calculados con él son bastante aceptables.

c) La combinación de ecuaciones de Chien facilitan el cálculo de la velocidad de transporte de los recortes.

d) El cálculo de los gastos máximo y mínimo para perforar con seguridad, es algo que puede evitar muchos problemas en el agujero y permitir perforar pozos más económicos.

e) Para calcular los parámetros de la ecuación exponencial de la caída de presión (n y B), es importante conocer la caída de presión a dos gastos diferentes, de preferencia 300 y 500 ó 300 y 600 GPM.

f) Es de suma importancia calcular la densidad equivalente de circulación para formaciones cuyo gradiente de fractura está muy cerca del gradiente de carga hidrostática del fluido.

g) El programa indica cuando el lodo no está en condiciones de perforar, dando oportunidad a que se acondicione el lodo o se modifiquen las condiciones de operación.

h) Cuando varían ligeramente las propiedades del lodo, tal y como se determinan con el viscosímetro, los gastos máximo y mínimo calculados varían notablemente.

11.- A N E X O S

## A N E X O A

### DETERMINACION DE LA ECUACION DE VELOCIDAD DE TRANSPORTE

Zse Foo Chien<sup>3</sup> propuso para la contrapresión en el fondo del pozo, motivada por la concentración de recortes, la expresión:

$$\frac{\Delta P_{wm}}{D} = \frac{\rho_f}{19.2} + \frac{R_1 (\rho_c - \rho_f)}{19.2 [1 - (\frac{D_E}{D_H})^2] (v_a - k_1 v_s)} \quad \dots(A.1)$$

contrapresión que también puede expresarse por:

$$\frac{\Delta P_{wm}}{D} = \frac{(1-c_a) \rho_f + c_a \rho_c}{19.2} \quad \dots(A.2)$$

igualando (A.1) con (A.2) se llega a:

$$c_a = \frac{R_1}{[1 - (\frac{D_E}{D_H})^2] (v_a - k_1 v_s)} \quad \dots(A.3)$$

pero

$$v_p = v_a - k_1 v_s \quad \dots(A.4)$$

por lo tanto, despejando a  $v_p$  y convirtiendo a unidades de campo:

$$v_p = \frac{0.50468 R}{[1 - (\frac{D_R}{D_H})^2]} C_a$$

... (A.5)

## A N E X O B

### EQUACION DE LA CAIDA DE PRESION EN LA BARRENA

La caída de presión en la barrena se calcula haciendo un balance de energía mecánica, determinando la siguiente expresión:

$$P_b = \frac{\rho_l Q^2}{173.25 C^2 A_N^2} \quad \dots(B.1)$$

en donde  $c$  es el coeficiente de orificio, que generalmente tiene un valor de 0.95, convirtiendo la densidad al sistema métrico, queda:

$$P_b = \frac{\rho_T Q^2}{1303 A_N^2} \quad \dots(B.2)$$

## A N E X O C

### CAIDA DE PRESION EN LA BARRENA (MAXIMA POTENCIA)

La potencia hidráulica desarrollada en la barena (toberas) se calcula a través de la expresión:

$$HP_b = \frac{P_b Q}{1714} \quad \dots(C.1)$$

como

$$P_b = P_s - P_c$$

$$HP_b = \frac{(P_s - P_c) Q}{1714} \quad \dots(C.2)$$

$$= \frac{P_s Q - BQ^{m+1}}{1714} \quad \dots(C.3)$$

La función potencia hidráulica tendrá un máximo, cuando se tome la primera derivada de esta función, con respecto al gasto, y se iguale a cero:

$$\frac{dHP_b}{dQ} = \frac{P_s - (m+1) BQ^m}{1714} = 0 \quad \dots(C.4)$$

desarrollando:

$$P_s = (m+1) P_c \quad \dots(C.5)$$

$$(P_V)_{opt.} = \left[ \frac{m}{m+1} \right] P_s$$

... (C.6)

A N E X O B

CAIDA DE PRESION EN LA BARRERA (MAXIMO IMPACTO)

La fuerza de impacto desarrollada por la barrera está dada por:

$$F_b = \sqrt{\frac{\rho_s P_1 Q^2 - \rho_l B Q^{m+1}}{400}} \quad \dots(D.1)$$

Matemáticamente se determina la máxima fuerza de impacto al tomar la primera derivada de esta función, con respecto al gasto, e igualar a cero:

$$\frac{dF_b}{dQ} = \frac{2\rho_l Q P_s - (m+2)\rho_l B Q^{m+1}}{400} \quad \dots$$

$$\frac{1}{2} \left[ \frac{\rho_l Q P_s - \rho_l B Q^{m+2}}{400} \right]^{-1/2} = 0 \quad \dots(D.2)$$

desarrollando se llega a:

$$(P_s)_{opt.} = \left[ \frac{m}{m+2} \right] P_s \quad \dots(D.3)$$

AL-10 B

ALGORITMO DE UN PROGRAMA

PROGRAMA DE UN PROGRAMA  
DE UN PROGRAMA DE UN PROGRAMA (10)

LISTA DE REFERENCIAS

STORAGE USAGE CODE(1) CODE(2) D. (3) ADDRESS (4) OF CODE(1) CODE(2)

EXTERNAL REFERENCES (BLOCK NAME)

0001 CALL  
 0002 IN  
 0003 INIT  
 0004 IN  
 0005 IN  
 0006 IN  
 0007 IN  
 0008 IN  
 0009 IN  
 0010 IN  
 0011 IN  
 0012 IN  
 0013 IN  
 0014 IN  
 0015 IN  
 0016 IN

STORAGE ASSIGNMENT (BLOCK, TYPE, RELATIVE LOCATION, NAME)

0001	000727	1000L	0000	000727	1000	0000	000727	1000	000
0002	000728	1000L	0000	000728	1000	0000	000728	1000	000
0003	000729	1000L	0000	000729	1000	0000	000729	1000	000
0004	000730	1000L	0000	000730	1000	0000	000730	1000	000
0005	000731	1000L	0000	000731	1000	0000	000731	1000	000
0006	000732	1000L	0000	000732	1000	0000	000732	1000	000
0007	000733	1000L	0000	000733	1000	0000	000733	1000	000
0008	000734	1000L	0000	000734	1000	0000	000734	1000	000
0009	000735	1000L	0000	000735	1000	0000	000735	1000	000
0010	000736	1000L	0000	000736	1000	0000	000736	1000	000
0011	000737	1000L	0000	000737	1000	0000	000737	1000	000
0012	000738	1000L	0000	000738	1000	0000	000738	1000	000
0013	000739	1000L	0000	000739	1000	0000	000739	1000	000
0014	000740	1000L	0000	000740	1000	0000	000740	1000	000
0015	000741	1000L	0000	000741	1000	0000	000741	1000	000
0016	000742	1000L	0000	000742	1000	0000	000742	1000	000
0017	000743	1000L	0000	000743	1000	0000	000743	1000	000
0018	000744	1000L	0000	000744	1000	0000	000744	1000	000
0019	000745	1000L	0000	000745	1000	0000	000745	1000	000
0020	000746	1000L	0000	000746	1000	0000	000746	1000	000
0021	000747	1000L	0000	000747	1000	0000	000747	1000	000
0022	000748	1000L	0000	000748	1000	0000	000748	1000	000
0023	000749	1000L	0000	000749	1000	0000	000749	1000	000
0024	000750	1000L	0000	000750	1000	0000	000750	1000	000
0025	000751	1000L	0000	000751	1000	0000	000751	1000	000
0026	000752	1000L	0000	000752	1000	0000	000752	1000	000
0027	000753	1000L	0000	000753	1000	0000	000753	1000	000
0028	000754	1000L	0000	000754	1000	0000	000754	1000	000
0029	000755	1000L	0000	000755	1000	0000	000755	1000	000
0030	000756	1000L	0000	000756	1000	0000	000756	1000	000
0031	000757	1000L	0000	000757	1000	0000	000757	1000	000
0032	000758	1000L	0000	000758	1000	0000	000758	1000	000
0033	000759	1000L	0000	000759	1000	0000	000759	1000	000
0034	000760	1000L	0000	000760	1000	0000	000760	1000	000
0035	000761	1000L	0000	000761	1000	0000	000761	1000	000
0036	000762	1000L	0000	000762	1000	0000	000762	1000	000
0037	000763	1000L	0000	000763	1000	0000	000763	1000	000
0038	000764	1000L	0000	000764	1000	0000	000764	1000	000
0039	000765	1000L	0000	000765	1000	0000	000765	1000	000
0040	000766	1000L	0000	000766	1000	0000	000766	1000	000
0041	000767	1000L	0000	000767	1000	0000	000767	1000	000
0042	000768	1000L	0000	000768	1000	0000	000768	1000	000
0043	000769	1000L	0000	000769	1000	0000	000769	1000	000
0044	000770	1000L	0000	000770	1000	0000	000770	1000	000
0045	000771	1000L	0000	000771	1000	0000	000771	1000	000
0046	000772	1000L	0000	000772	1000	0000	000772	1000	000
0047	000773	1000L	0000	000773	1000	0000	000773	1000	000
0048	000774	1000L	0000	000774	1000	0000	000774	1000	000
0049	000775	1000L	0000	000775	1000	0000	000775	1000	000
0050	000776	1000L	0000	000776	1000	0000	000776	1000	000
0051	000777	1000L	0000	000777	1000	0000	000777	1000	000
0052	000778	1000L	0000	000778	1000	0000	000778	1000	000
0053	000779	1000L	0000	000779	1000	0000	000779	1000	000
0054	000780	1000L	0000	000780	1000	0000	000780	1000	000
0055	000781	1000L	0000	000781	1000	0000	000781	1000	000
0056	000782	1000L	0000	000782	1000	0000	000782	1000	000
0057	000783	1000L	0000	000783	1000	0000	000783	1000	000
0058	000784	1000L	0000	000784	1000	0000	000784	1000	000
0059	000785	1000L	0000	000785	1000	0000	000785	1000	000
0060	000786	1000L	0000	000786	1000	0000	000786	1000	000
0061	000787	1000L	0000	000787	1000	0000	000787	1000	000
0062	000788	1000L	0000	000788	1000	0000	000788	1000	000
0063	000789	1000L	0000	000789	1000	0000	000789	1000	000
0064	000790	1000L	0000	000790	1000	0000	000790	1000	000
0065	000791	1000L	0000	000791	1000	0000	000791	1000	000
0066	000792	1000L	0000	000792	1000	0000	000792	1000	000
0067	000793	1000L	0000	000793	1000	0000	000793	1000	000
0068	000794	1000L	0000	000794	1000	0000	000794	1000	000
0069	000795	1000L	0000	000795	1000	0000	000795	1000	000
0070	000796	1000L	0000	000796	1000	0000	000796	1000	000
0071	000797	1000L	0000	000797	1000	0000	000797	1000	000
0072	000798	1000L	0000	000798	1000	0000	000798	1000	000
0073	000799	1000L	0000	000799	1000	0000	000799	1000	000
0074	000800	1000L	0000	000800	1000	0000	000800	1000	000
0075	000801	1000L	0000	000801	1000	0000	000801	1000	000
0076	000802	1000L	0000	000802	1000	0000	000802	1000	000
0077	000803	1000L	0000	000803	1000	0000	000803	1000	000
0078	000804	1000L	0000	000804	1000	0000	000804	1000	000
0079	000805	1000L	0000	000805	1000	0000	000805	1000	000
0080	000806	1000L	0000	000806	1000	0000	000806	1000	000
0081	000807	1000L	0000	000807	1000	0000	000807	1000	000
0082	000808	1000L	0000	000808	1000	0000	000808	1000	000
0083	000809	1000L	0000	000809	1000	0000	000809	1000	000
0084	000810	1000L	0000	000810	1000	0000	000810	1000	000
0085	000811	1000L	0000	000811	1000	0000	000811	1000	000
0086	000812	1000L	0000	000812	1000	0000	000812	1000	000
0087	000813	1000L	0000	000813	1000	0000	000813	1000	000
0088	000814	1000L	0000	000814	1000	0000	000814	1000	000
0089	000815	1000L	0000	000815	1000	0000	000815	1000	000
0090	000816	1000L	0000	000816	1000	0000	000816	1000	000
0091	000817	1000L	0000	000817	1000	0000	000817	1000	000
0092	000818	1000L	0000	000818	1000	0000	000818	1000	000
0093	000819	1000L	0000	000819	1000	0000	000819	1000	000
0094	000820	1000L	0000	000820	1000	0000	000820	1000	000
0095	000821	1000L	0000	000821	1000	0000	000821	1000	000
0096	000822	1000L	0000	000822	1000	0000	000822	1000	000
0097	000823	1000L	0000	000823	1000	0000	000823	1000	000
0098	000824	1000L	0000	000824	1000	0000	000824	1000	000
0099	000825	1000L	0000	000825	1000	0000	000825	1000	000

00100 . 10 C VARIABLES DEL PROGRAMA  
 00100 . 20 C  
 00100 . 30 C  
 00100 . 40 C  
 00100 . 50 C

MODIFICADO VARIABLES TEMPORALES  
 FACTOR DE CONSISTENCIA DE LA ECUACION DE LA  
 LLY DE MODIFICACION MODIFICADA











100  
101  
102  
103  
104

100 101 102 103 104 105 106 107 108 109 110 111 112 113 114 115 116 117 118 119 120 121 122 123 124 125 126 127 128 129 130 131 132 133 134 135 136 137 138 139 140 141 142 143 144 145 146 147 148 149 150 151 152 153 154 155 156 157 158 159 160 161 162 163 164 165 166 167 168 169 170 171 172 173 174 175 176 177 178 179 180 181 182 183 184 185 186 187 188 189 190 191 192 193 194 195 196 197 198 199 200

100 101 102 103 104 105 106 107 108 109 110 111 112 113 114 115 116 117 118 119 120 121 122 123 124 125 126 127 128 129 130 131 132 133 134 135 136 137 138 139 140 141 142 143 144 145 146 147 148 149 150 151 152 153 154 155 156 157 158 159 160 161 162 163 164 165 166 167 168 169 170 171 172 173 174 175 176 177 178 179 180 181 182 183 184 185 186 187 188 189 190 191 192 193 194 195 196 197 198 199 200





```

1*      C
2*      IF(QMB.LT.QAML)GO TO 15
3*      IF(QAML.LT.QMECD)GO TO 13
4*      QMAX=QMECD
5*      GO TO 19
6*      13 QMAX=QAML
7*      GO TO 19
8*      15 IF(QMB.LT.QMECD)GO TO 17
9*      QMAX=QMECD
0*      GO TO 19
1*      17 QMAX=QMB
2*
3*      C
4*      C
5*      C
6*      19 Q=QMIN
7*      DO 31 I=1,N
8*      IN=IN+1-I
9*      VP=R*.05468/(((1.-(DE(IN)/DH(IN)))**2)*CA)
0*      D1=DH(IN)
1*      D2=DE(IN)
2*      AA=.04081*(D1**2-D2**2)
3*      23 V=Q/AA
4*      CALL VELDES(V,AN,AK,D1,D2,DP,DENC,DENL,VS)
5*      A=V-VS
6*      IF(A-VP)25,27,27
7*      25 IF(Q.GT.QMB)GO TO 54
8*      100 FORMAT(//,5X,'***EL FLUIDO NO TIENE CAPACIDAD DE ACARREO***')
9*      Q=Q+5.
0*      GO TO 23
1*      54 WRITE(6,100)
2*      RETURN
3*      27 QMIN(I)=Q
4*      31 CONTINUE
5*      QMIN=Q.
6*      DO 35 I=1,N
7*      IF(QMIN(I)-QMIN)35,33,33
8*      33 QMIN=QMIN(I)
9*      35 CONTINUE
0*
1*      C
2*      C
3*      C
4*      SI EL GASTO MAXIMO ES MENOR QUE EL MINIMO TOMAR EL MINIMO
5*
6*      IF(QMIN.GE.QMAX)QMAX=QMIN
7*      RETURN
8*      END
9*
0*
1*
2*
3*
4*
5*

```

OF COMPILATION: NO DIAGNOSTICS.

DIVISION DE COMPUTACION

PF5.VELEDES..VELEDES  
11/11/78-16:47:45 (0)

TINE VELEDES ENTRY POINT 000263

E USED: CODE(1) 000313; DATA(0) 000060; BLANK COMMON(2) 000000

AL REFERENCES (BLOCK, NAME)

XPRR  
SQRT  
XPIR  
NERR35

E ASSIGNMENT (BLOCK, TYPE, RELATIVE LOCATION, NAME)

000070	1	0001	000243	11L	0001	000235	136G	0001	000001
000224	7	0001	000231	9L	0000	000010	T	0000	000032
000004	RP	0000	R 000007	SUM	0000	R 000005	VALOR0	0000	P 000006

SUBROUTINE VELEDES(V,AN,AK,D1,D2,DP,DFNC,DFNL,VS)

SUBROUTINA QUE CALCULA LA VELOCIDAD DE DESLIZAMIENTO DE LOS CORTES

```
1*  
2* C  
3* C  
4* C  
5* C  
6* C  
7* C  
8*  
9* DIMENSION VES(3)  
10* MU=(2.4*V*(2*AN+1.)/((D1-D2)*3.*AN)**AN*200.*AK*(D1-D2)/V  
11* VES(1)=113.4*SQRT(DP*(DFNC-DFNL)/(3.81*DFNL))  
12* RP=50.82*DFNL*VES(1)*DP/MU  
13* IF(RP.LT.2000.)GO TO 1  
14* VS=VES(1)  
15* RETURN  
16* 1 VES(2)=6441.52*DP*(DFNC-DFNL)/MU  
17* RP=50.82*DFNL*VES(2)*DP/MU  
18* IF(RP.GE.10..AND.RP.LT.100.)GO TO 3  
19* VES(3)=139.946*DP*(DFNC-DFNL)**.667/(DFNL**.333*MI**.333)  
20* VALOR0=139.946*DP*(DFNC-DFNL)**(0.667)  
21* VALOR1=(DFNL**(0.3333))*MI**(0.3333)  
22* VES(3)=VALOR0/VALOR1  
23* RP=50.82*DFNL*VES(3)*DP/MU  
24* GO TO 5  
25* 3 VS=VES(2)  
26* RETURN  
27* 5 IF(RP.GT.0..AND.RP.LF.1.)GO TO 7  
28* GO TO 9  
29* 7 VS=VES(3)  
30* RETURN  
31* 9 SUM=1000000.  
32* DO 11 I=1,3  
33* IF(VES(I).LT.SUM)GO TO 11  
34* SUM=VES(I)  
11 CONTINUE
```

00145  
00146  
00147

35\*  
36\*  
37\*

VSE-SIM  
RETURN  
END

END OF COMPI: ATION:

NO DIAGNOSTICS.

IM

INSTITUTO MEXICANO DE INVESTIGACIONES Y DESARROLLO TECNOLÓGICO

DIVISION DE COMPUTACION

PFS.CAI ECD,.CALECD  
11/11/78-14147149 (.0)

ITINE CALECD ENTRY POINT 000222

IE USED: CONE(1) 000257; DATA(0) 000072; BLANK COMMON(2) 000000

IAL REFERENCES (BLOCK, NAME)

XPRR  
ALOG10  
NERR3S

IE ASSIGNMENT (BLOCK, TYPE, RELATIVE LOCATION, NAME)

000076	I 116	0001	000135	2L	0001	000145	3I	0000	R	000003
R 000001	A TOT	0000	R 000010	DELP	0000	R 000011	DFNP	0000	R	000013
I 000004	I	0000	000036	INJPS	0000	R 000012	RA	0000	R	000006
H 000005	V									

INSTITUTO MEXICANO DE INVESTIGACIONES Y ENGENIERIA

SUBROUTINE CALECD(Q,D1,D2,AN,AK,AI,FA,N,DENC,DFNL,R,FCD)

SUBROUTINA QUE CALCULA LA DENSIDAD EQUIVALENTE DE CIRCULACION DEL FLUIDO DE PERFORACION, TOMANDO EN CUENTA AL GASTO DEL FLUIDO Y LA VELOCIDAD DE PERFORACION

1\*  
2\* C  
3\* C  
4\* C  
5\* C  
6\* C  
7\* C  
8\* C  
9\* C  
10\*  
11\*  
12\*  
13\*  
14\*  
15\*  
16\*  
17\*  
18\*  
19\*  
20\*  
21\*  
22\*  
23\*  
24\*  
25\*  
26\*  
27\*  
28\*  
29\*  
30\*

```

DIMENSION D1(10),D2(10),ALEA(10)
SUM=0.
ALTOT=0.
ALIM=4270.-1370.*AN
ADF=2.9*DFNL/(AK*A.*(AN-1.)*(2.*AN+1.)/(2.*AN)**AN)
DO 4 I=1,N
V=0.24.5/(D1(I)**2-D2(I)**2)
RE=((D1(I)-D2(I))/12.)*AN*V*(2.-AN)*ADF
IF (RE-ALIM) 1,2,2
1 F=24./RE
GO TO 3
2 F=(ALOG10(AN)+3.93)/(50.*RE**((1.75-ALOG10(AN))/7.))
DELP=(.00029482*DFNL*V**2*ALEA(I)*F/(D1(I)-D2(I)))
ALTOT=ALTOT+ALEAR(I)
SUM=SUM+DELP
DENP=SUM*0.7/ALTOT
RA=.00050645*D1**2*R
DENR=(RA*DENC+(.2271*Q*DFNL))/(RA+(.2271*Q))
ECD=DENR+DENP
RETURN
END

```

NO OF COMPIATION: NO DIAGNOSTICS.

PF5.CAIP.CAIP  
11/11/78-14147157 (\*0)

TINE CAIP ENTRY POINT 000317

E USED: CODE(1) 000365; DATA(0) 000071; BLANK COMMON(2) 000000

AL REFERENCES (BLOCK, NAME)

XPRR  
ALOG10  
NERR35

E ASSIGNMENT (BLOCK, TYPE, RELATIVE LOCATION, NAME)

000100	110	0001	000213	133g	0001	000133	511	0001	000143
000262	57L	0000 R	000010	AOE	0000 R	000000	ALIM	0000 R	000103
R 000006	F	0000 I	000002	I	0000	000035	INJPS	0000 R	000005
R 000004	V								



```
1* SUBROUTINE CAIP(P,DA,DE,DI,0,AN,AK,DFNL,PC,N,DPA,DPT,DPCON)
2* DIMENSION DA(10),DE(10),DI(10),P(10)
3*
4* C CALCULO DE LAS CAIDAS DE PRESTION EN LAS
5* C CONEXIONES SUPERFICIALES
6* C
7* DPCON=0**2/5714.28
8*
9* C CALCULO DE LAS CAIDAS DE PRESTION EN EL INTERIOR
10* C DE LA SARTA DE PERFORACION
11* C
12* DPT=0.
13* ALIM=4270.-1370*AN
14* DELL=1.936*DFNL/(AK**R**((AN-1.)*(3.*AN+1.)/(4.*AN))**AN)
15* DO 52 I=1,N
16* D=DI(I)/12.
17* V=24.5*Q/DI(I)**2
18* RE=D**AN*V**((2.-AN)*DELL)
19* IF(RE-ALIM)50,51,51
20* 50 F=16./RE
21* GO TO 54
22* 51 F=(ALOG10(AN)+3.93)/(50.*RE**((1.75-ALOG10(AN))/7.))
23* 52 SUM=.00029482*DFNL*V**2*P(I)*F/DI(I)
24* DPT=DPT+SUM
25* 52 CONTINUE
26* C
27* C CALCULO DE LAS CAIDAS DE PRESTION EN EL ESPACIO ANULAR
28* DPA=0.
29* ADF=2.9*DFNL/(AK**R**((AN-1.)*(2.*AN+1.)/(2.*AN))**AN)
30* DO 53 I=1,N
31* V=24.5*Q/(DA(I)**2-DE(I)**2)
32* RE=((DA(I)-DE(I))/12.)*AN*V**((2.-AN)*ADF)
33* IF(RE-ALIM)55,56,56
34* 55 F=24./RE
```

```

5*      GO TO 57
6*      56 F=(ALOG10(AN)+3.93)/(50.*RE**((1.75-ALOG10(AN))/7.))
7*      57 SUM=(.00029482*DENL*V**2*P(I)*F/(NA(I)-DE(I)))
8*      OPA=OPA+SUM
9*      53 CONTINUE
0*      PC=OPCON+OPT+OPA
1*      RETURN
2*      END

```

OF COMPUTATION:

NO DIAGNOSTICS.

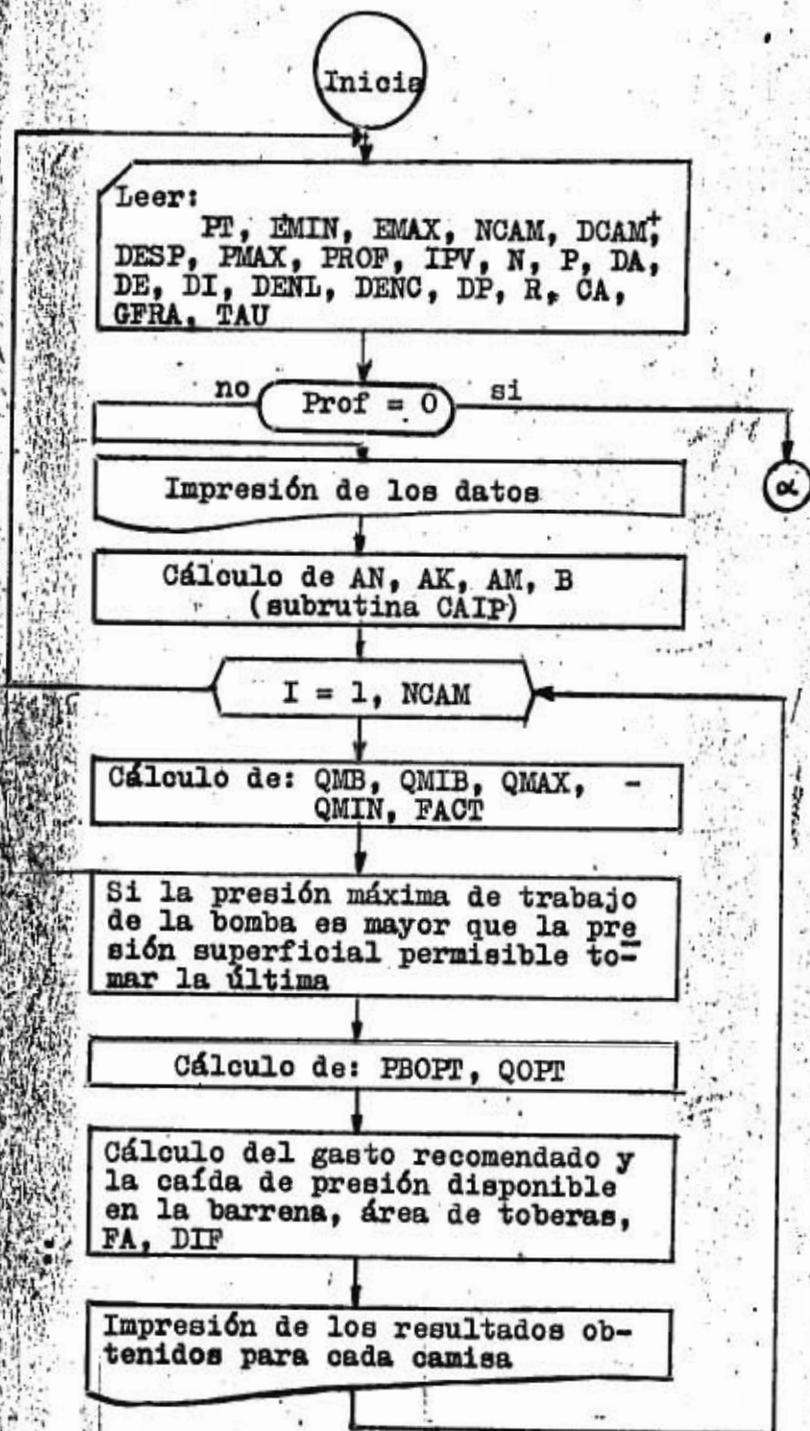
# IMD

INSTITUTO MEXICANO DEL PETRÓLEO

DIVISION DE COMPUTACION ELEC

A N E X O F

DIAGRAMA DE BLOQUES PROGRAMA PRINCIPAL



\* El significado de cada variable se encuentra en el encabezado del listado del programa.

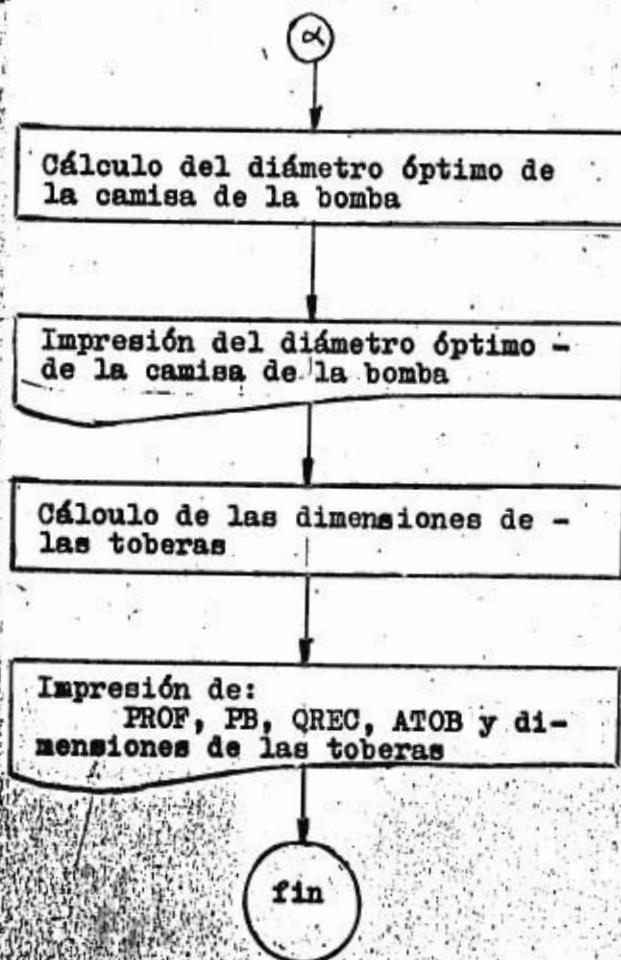


DIAGRAMA DE BLOQUES: SUBROUTINA MAXMIN

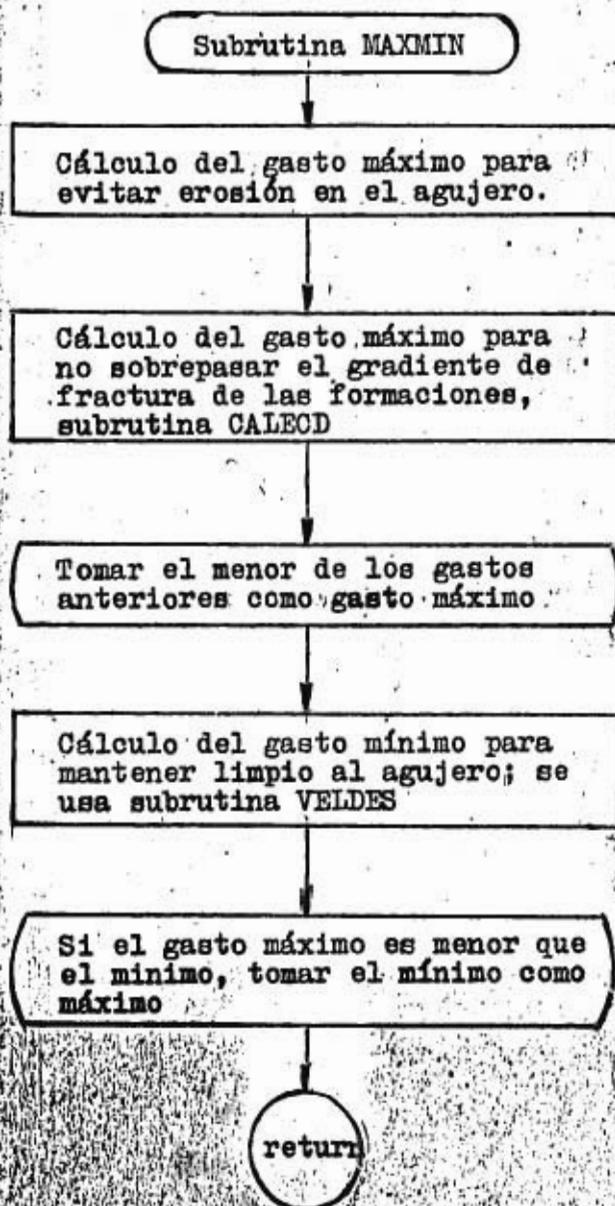


DIAGRAMA DE BLOQUES SUBROUTINA VELDES

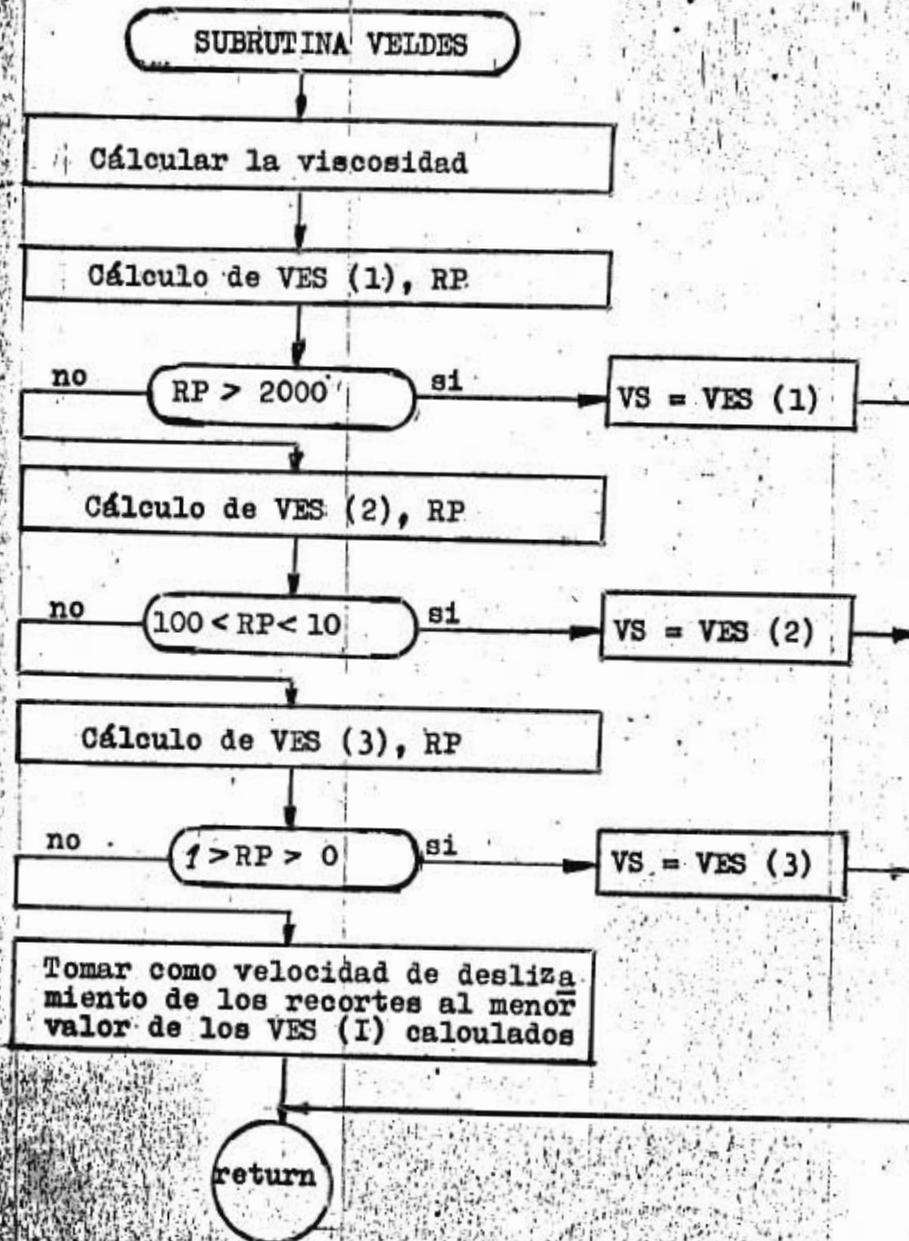


DIAGRAMA DE BLOQUES SUBROUTINA CALECD

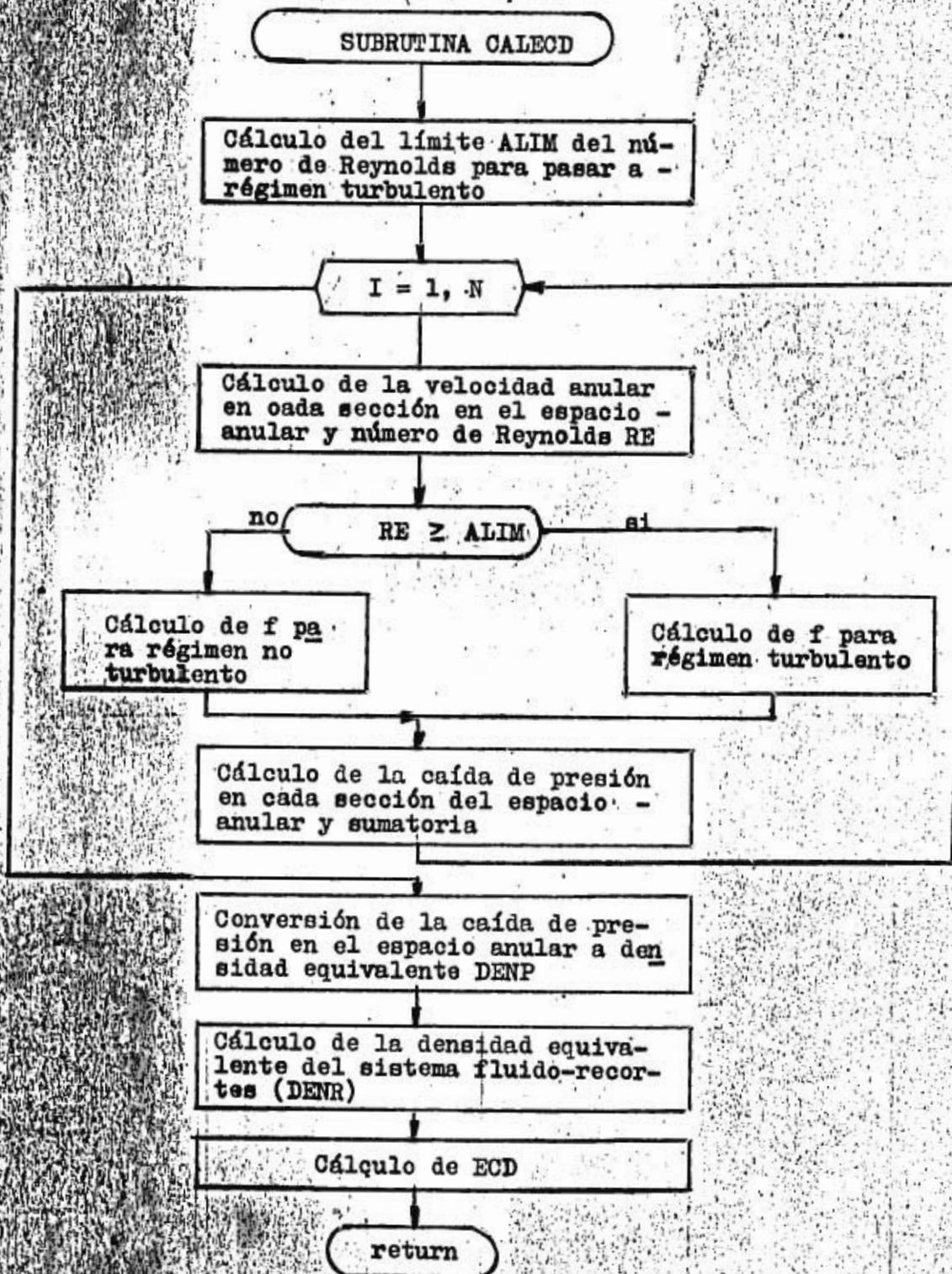
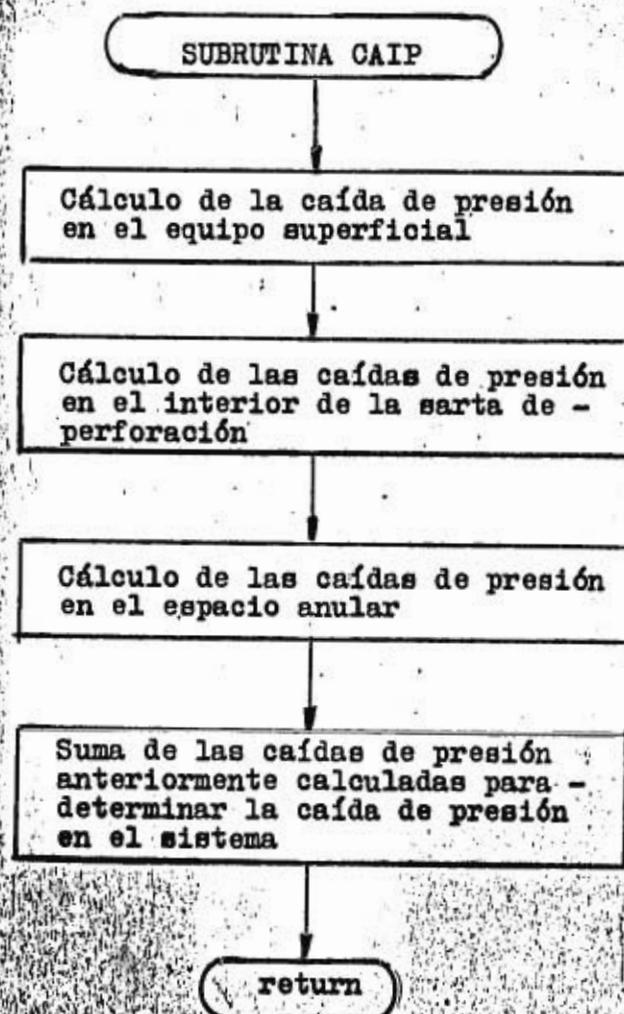


DIAGRAMA DE BLOQUES SUBROUTINA CAIP



ANEXO G

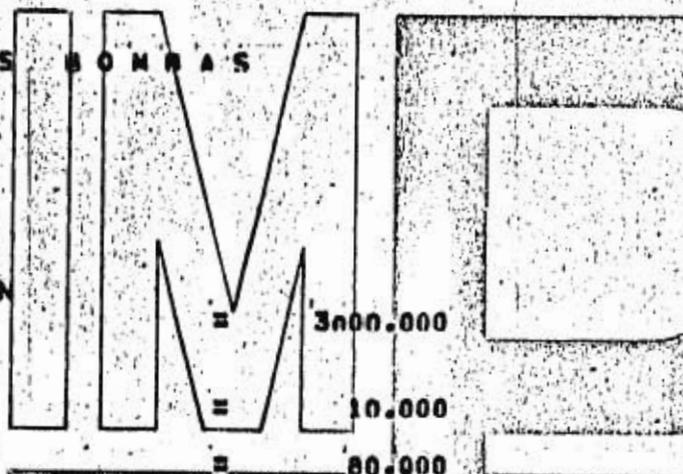
DATOS DE LAS BOMBAS

PRESION MAXIMA PERMISIBLE EN LA SUPERFICIE

MINIMO NUMERO DE EMBOLADAS

MAXIMO NUMERO DE EMBOLADAS

NUMERO DE CAMISAS DE DIAMETROS DIFERENTES DISPONIBLES



INSTITUTO MEXICANO DEL PET

CAMISAS DISPONIBLES

DIAMETRO PUL	DESPLAZAMIENTO GAL/EMB	PRESION MAX LB/PG <sup>2</sup>
6.000	6.600	5440.000
6.250	7.300	4940.000
6.500	8.000	4510.000
6.750	8.700	4135.000
7.000	9.400	3810.000
7.250	10.200	3515.000

DIVISION DE COMPUTACION

**ANEXO H**

RAMENA No. 1

**DATOS DEL FLUIDO**

VELOCIDAD DE CORTE	LECTURA DEL VISCOSIMETRO
3	8.000
6	21.000
100	57.000
200	80.000
300	87.000
600	131.000

DENSIDAD DEL FLUIDO 1.500 GR/CC

DENSIDAD DE LOS RECORTES 1.800 GR/CC

DIAMETRO DE LOS RECORTES 2.000 CM

VELOCIDAD DE PERFORACION 50.000 M/HN

CONCENTRACION MAXIMA DE RECORTES 0.000 FRAC VOL

DENSIDAD CORRESPONDIENTE AL GRADIENTE DE FRACTURA 1.900 GR/CC

DIAMETRO DEL AGUJERO 9.500 PG

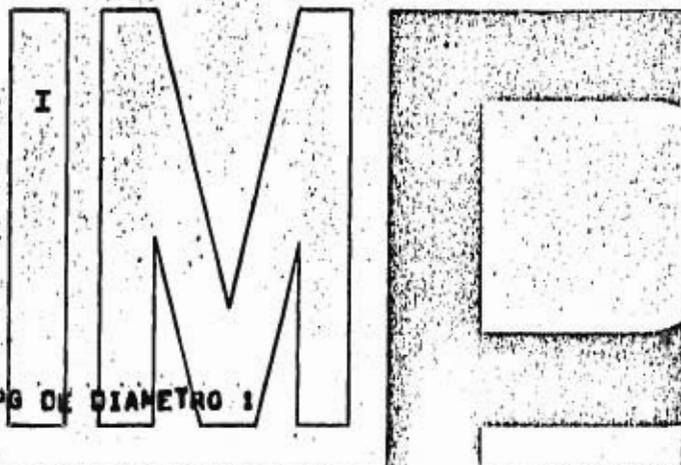
**SECCIONES DE TURENTA**

NO SECCION	DIAMETRO AGUJERO PG	DIAMETRO EXT. SARTA PG	DIAMETRO INT. SARTA PG	LONGITUD M
1	9.850	5.000	4.276	2500.000
2	9.500	5.000	4.276	750.000
3	9.500	7.250	2.750	150.000

**DIVISION DE COMPUTACION**

CRITERIO DE OPTIMIZACION MAXIMA VELOCIDAD EN TORNAS

**A N E X O I**



**PARA LA CAMISA DE 6.500 PG DE DIAMETRO 1**

<b>GASTO MAXIMO PERMISIBLE SIN FRACTURAS</b>	<b>= 2102.996</b>	<b>GPM</b>
<b>GASTO MAXIMO PERMISIBLE SIN EROSION</b>	<b>= 25472.996</b>	<b>GPM</b>
<b>GASTO MAXIMO LIMITADO POR LA BOMBA</b>	<b>= 640.000</b>	<b>GPM</b>
<b>GASTO MAXIMO RECOMENDABLE</b>	<b>= 640.000</b>	<b>GPM</b>
<b>GASTO MINIMO</b>	<b>= 460.000</b>	<b>GPM</b>

<b>FACTOR DE OPTIMIZACION CALCULADO</b>	<b>= .61053</b>	<b>ADIM</b>
<b>CAIDA DE PRESION OPTIMA EN LA BARRERA</b>	<b>= 1831.593</b>	<b>PSI</b>
<b>GASTO OPTIMO</b>	<b>= 420.683</b>	<b>GPM</b>
<b>GASTO RECOMENDADO</b>	<b>= 460.000</b>	<b>GPM</b>
<b>CAIDA DE PRESION EN EL SISTEMA</b>	<b>= 1344.067</b>	<b>PSI</b>
<b>CAIDA DE PRESION EN LA BARRERA</b>	<b>= 1655.933</b>	<b>PSI</b>
<b>MAXIMA PRESION SUPERFICIAL PERMITIDA</b>	<b>= 3000.000</b>	<b>PSI</b>
<b>AREA DE TOBERAS</b>	<b>= .408309</b>	<b>Pg2</b>
<b>FACTOR REAL DE OPTIMIZACION</b>	<b>= .551978</b>	<b>ADIM</b>
<b>DIFERENCIA DEL FACTOR CALC. CON EL REAL</b>	<b>= .058553</b>	<b>ADIM</b>

**DIVISION DE COMPUTACION**

ANEXO J

LA CAMISA OPTIMA ES DE 6.500 PG

PROGRAMA

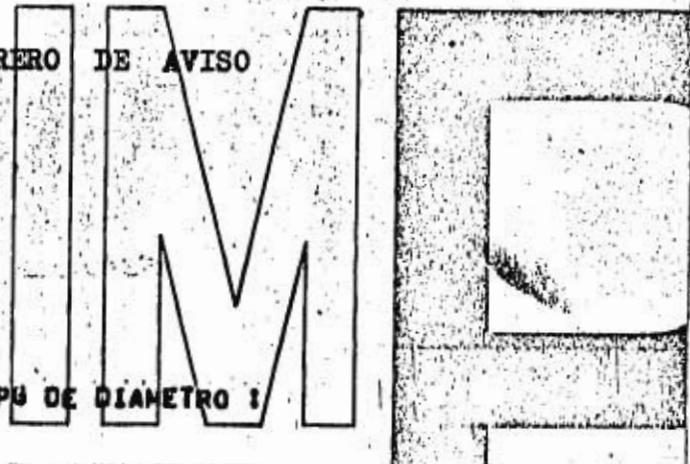
NO BARRERA	PROF RECOMEN M	PRESION BARRERA PSI	GASTO GPM	AREA DE TOBERAS PG	JUEGO DE TOBERAS J2/AVOS
1	3400.000	1823.525	491.173	.39026	11 11 11
2	3800.000	1828.875	449.471	.36830	14 13 13
3	4100.000	1655.933	460.000	.40831	14 14 13
4	4300.000	1565.634	462.000	.42790	14 14 13
5	4500.000	1482.574	462.000	.44596	14 14 13

GFIN

DIVISION DE COMPUTACION

A N E X O K

DEMOSTRACION LETRERO DE AVISO



PARA LA CAMISA DE 7.250 PU DE DIAMETRO :

\*\*\*EL FLUIDO NO TIENE CAPACIDAD DE ACARREO\*\*\*

INSTITUTO MEXICANO DEL PET

GASTO MAXIMO PERMISIBLE SIN FRACTURAR	=	1510.295	GPM
GASTO MAXIMO PERMISIBLE SIN EROSIONAR	=	23600.295	GPM
GASTO MAXIMO LIMITAUO POR LA BOMBA	=	816.000	GPM
GASTO MAXIMO RECOMENDABLE	=	816.000	GPM
GASTO MINIMO	=	462.000	GPM

FACTOR DE OPTIMIZACION CALCULADO	=	.61133	ADIM
CAIDA DE PRESION OPTIMA EN LA BARRENA	=	1033.998	PSI
GASTO OPTIMO	=	390.759	GPM
GASTO RECOMENDADO	=	462.000	GPM
CAIDA DE PRESION EN EL SISTEMA	=	1517.402	PSI
CAIDA DE PRESION EN LA BARRENA	=	1482.598	PSI
MAXIMA PRESION SUPERFICIAL PERMITIDA	=	3000.000	PSI
AREA DE TOBERAS	=	.445958	PG2
FACTOR REAL DE OPTIMIZACION	=	.494199	ADIM
DIFERENCIA DEL FACTOR CALC. CON EL REAL	=	.117134	ADIM

**DIVISION DE COMPUTACION**

## 12.- NOMENCLATURA.

SIMBOLO	SIGNIFICADO	UNIDAD
$A_n$	Area de toberas.	pg <sup>2</sup>
B	Parámetro de la forma exponencial de la caída de presión.	adim.
$B_g$	Factor de corrección.	adim.
$B_w$	Factor de corrección.	adim.
$C_a$	Concentración de recortes en el espacio anular.	adim.
$(C_a)_{opt}$	Concentración optima de recortes en el espacio anular.	adim.
$C_D$	Coefficiente de dragado.	adim.
D	Diámetro equivalente del espacio anular.	pg.
$D_1$	Diámetro.	pies.
$D_E$	Diámetro exterior de una sección de la sarta de la perforación.	pg.
$D_H$	Diámetro del agujero.	pg.
$D_p$	Diámetro de la partícula.	pg.
$D_p$	Diámetro de la partícula.	cm.
$D_I$	Diámetro interior de una sección de la sarta de perforación.	pg.
$D_{TP}$	Diámetro exterior de la sarta de perforación.	pg.
DEC	Densidad equivalente de circulación.	gr/co
DEC	Máxima densidad equivalente de circulación permisible.	gr/cc
$F_b$	Fuerza de impacto en la barrena.	Lb
f	Factor de fricción	adim.
$f_D$	Factor de fricción en la ecuación de Hopkin.	adim.
GFRA	Gradiente de fractura de la formación.	psi/pie

$g$	Aceleración de la gravedad	pies/seg <sup>2</sup>
$g_0$	Constante de aceleración de la gravedad.	lb <sub>m</sub> pies/ (lb <sub>f</sub> seg <sup>2</sup> )
HP <sub>b</sub>	Potencia hidráulica en la barrena.	hp.
K	Factor de consistencia.	lb-seg <sup>n</sup> /(100pies <sup>2</sup> )
K <sup>1</sup>	Constante para la ecuación de Metzner y Reed	adim.
K <sub>1</sub>	Constante que utiliza Chien para modificar el valor de la velocidad de asentamiento.	adim.
L	Longitud.	pies
m	Exponente de la forma exponencial de la caída de presión.	adim.
N	Velocidad rotatoria.	RPM
N <sub>REO</sub>	Número de Reynolds de los recortes.	adim.
N <sub>Re</sub>	Número de Reynolds del fluido.	adim.
n	Índice de comportamiento de flujo	adim.
n <sup>1</sup>	Constante para la ecuación de Metzner y Reed.	adim.
P	Longitud de una sección de tubería.	metros
PROF	Profundidad total.	metros
P <sub>b</sub>	Caída de presión en la barrena.	lb/pg <sup>2</sup>
(P <sub>b</sub> ) <sub>opt</sub>	Caída de presión óptima para un criterio de optimización.	lb/pg <sup>2</sup>
P <sub>o</sub>	Caída de presión en el sistema, excluyendo la barrena.	lb/pg <sup>2</sup>
P <sub>con</sub>	Caída de presión en el equipo superficial.	lb/pg <sup>2</sup>
P <sub>s</sub>	Máxima presión permisible en el equipo superficial.	lb/pg <sup>2</sup>
$\frac{P_{wm}}{D}$	Gradiente de presión ejercida sobre el fondo.	psi/pie
Q	Gasto.	GPM
Q <sub>opt</sub>	Gasto óptimo	GPM

$Q_1$	Gasto a las condiciones 1.	GPM
$Q_c$	Gasto cuando $k = 1$	GPM
$Q_o$	Gasto de recortes al perforar.	GPM
$Q^1$	Gasto máximo para mantener flujo laminar en el espacio anular.	GPM
R	Velocidad de penetración.	m/hr
$R_1$	Velocidad de penetración.	pies/min.
$R_t$	Relación de transporte de los recortes.	adim.
t	Espesor de la partícula.	PG
v	Velocidad de flujo.	pies/min.
$V_a$	Velocidad anular del fluido.	pies/min.
$V_a$	Velocidad anular máxima para mantener flujo no turbulento en el espacio anular.	pies/min.
$(V_a)_{opt}$	Velocidad anular óptima.	pies/min.
$V_n$	Velocidad en las toberas.	pies/seg.
$V_o$	Velocidad crítica de asentamiento de los recortes.	pies/min.
$V_p$	Velocidad de transporte de los recortes.	pies/min.
$V_s$	Velocidad de asentamiento de los recortes.	pies/min.
Z	Valor que marca el régimen de flujo (walker).	adim.
$Z_c$	Valor Z calculado para $k = 1$ .	adim.
$\rho_c$	Densidad de los recortes.	lb/gal
$\rho_f$	Densidad del fluido.	lb/gal
$\rho_f$	Densidad del fluido.	gr/cc
$\rho_o$	Densidad de recortes.	gr/cc
$\rho_F$	Densidad del fluido de perforación.	lb/pie <sup>3</sup>
$\rho_{GFRA}$	Gradiente de fractura expresado como densidad equivalente.	gr/cc
$\rho_{F+o}$	Densidad del fluido más los recortes.	gr/cc
$\Delta\rho$	Incremento de densidad del fluido motivado por la caída de presión.	

	sión en el espacio anular al circular un fluido.	gr/cc
$\gamma$	Velocidad de corte.	RPM
$\mu$	Viscosidad del fluido.	cp.
$\mu_p$	Viscosidad plástica del fluido.	cp.
$\Delta P_{EA}$	Caída de presión en una sección del espacio anular.	lb/pg <sup>2</sup>
$\Delta P_{tp}$	Caída de presión en una sección del interior de la sarta de perforación.	lb/pg <sup>2</sup>
$\frac{\Delta P}{D}$	Gradiente de la presión hidrostática en un punto.	psi/pie
$\frac{\Delta P_{wm}}{D}$	Gradiente de la presión hidrostática en el fondo del pozo.	psi/pie
$\tau$	Esfuerzo de corte.	lb/100pie <sup>2</sup>
$\tau_0$	Esfuerzo cortante a 3 RPM	lb/100pie <sup>2</sup>
$\tau_{600}$	Esfuerzo cortante a 600 RPM	lb/100pie <sup>2</sup>
$\tau_{300}$	Esfuerzo cortante a 300 RPM	lb/100pie <sup>2</sup>

### 13.- REFERENCIAS.

- 1.- Sifferman, Thomas R., Myers, George M. y otros. "Drill cutting transport in full scale vertical annuli". Journal of Petroleum Technology, (noviembre, 1974) 1295--1302.
- 2.- Williams, G. E. Jr. y Bruce, G. H. "Carrying capacity of drilling muds", Petroleum transaction of Aime (1951) 111-120.
- 3.- Hopkin, E. A. "Factors affecting cutting removal during rotary drilling". Journal of Petroleum Technology (junio, 1967) 807-814.
- 4.- Azar, J. J. "Drilling in petroleum Engineering". University of Tulsa, Oklahoma, páginas 354-369.
- 5.- Chien, Zse Foo. "Annular velocity for Rotary drilling operations". Intl. J. rock mech. min. sci (1972) 1-25.
- 6.- Walker, R. E. "Field method of evaluating annular performance of drilling fluids". SPE 4321, (1973).
- 7.- Walker, R. E. "Operating window outlines drilling mud optimization limits". The oil and gas journal, (agosto 9, 1976) 59-62.
- 8.- Walker, R. E. "Drilling-rate index specifies optimum cleaning". The oil and gas journal, (agosto 16, 1976) 59-62.
- 9.- Walker, R. E. "Cleaning bits key to high penetration rates". The oil and gas journal, (agosto 16, 1976) 139-145.

- 10.- Walker, R. E. "Mud behavior can be predicted". The oil and gas journal, (septiembre 13, 1976) 63-68.
- 11.- Walker, R. E. "Hydraulics limits are set by flow restrictions". The oil and gas journal, (octubre 4, 1976) 86-90.
- 12.- Walker, R. E. "Annular calculations balance cleaning - with pressure loss". The oil and gas journal, (octubre 18, 1976) 82-88.
- 13.- Walker, R. E. "Operating window gives best fluid performance". The oil and gas journal, (noviembre 1, 1976) - 72-82.
- 14.- Walker, R. E. y Mayes, T. M. "Design of mud for carrying capacity". Journal of petroleum technology. (julio, - 1975) 893-900.
- 15.- Walker, R. E. y Korry, D. E. "Field method of evaluating annular performance of drilling fluids". Journal of petroleum technology, (febrero, 1974) 167-172.
- 16.- Moore, Preston L. "Annulus loss estimates can be more precise". The oil gas journal, (agosto 13, 1973) 111-- 113.
- 17.- Moore, Preston L. "Hydraulics in rotary drilling". The oil and gas journal, (enero 3, 1966) 95-98.
- 18.- Moore, Preston L. "Drilling practices manual". The petroleum publishing Co. (1974) 205-240.
- 19.- Sample, K. J. y Bourgoyne, A. T. "An experimental evaluation of correlations used for predicting cutting - slip velocity". SPE 6645, (1977).

- 20.- Rivera Rodríguez, Jesus. "Apuntes de la clase Fenómenos de transporte". UNAM. División de Estudios Superiores de Ingeniería. (1977).
- 21.- Metzner, A. B. y Reed, J. G. "Flow of non newtonian fluids-correlations of the laminar, transition, and turbulent flow regions". AICHE Journal, (diciembre, 1955) 434-440.
- 22.- Manual IMCO. "Hydraulics for mud Technologists". (1977).
- 23.- Zamora, Mario y Lord, David L. "Practical analysis of Drilling mud flow in pipes and annuli". SPE 4976, (1974).
- 24.- Bird, Stewart, Lightfoot. "Transport Phenomena".
- 25.- Schuch, Frank S. "Computer makes surge pressure calculations useful". The oil and gas journal, (agosto 3, 1964) 96-104.
- 26.- Cortés, Alfredo y Ledesma, Alfonso. "Apuntes clase Perforación Avanzada I". UNAM. División de Estudios Superiores de Ingeniería, (1978).
- 27.- Kendall, H. A. "Design and operation of jet bit programs for maximum hydraulics horsepower, impact force or jet velocity". Petroleum Transaction, Aime, (1960) 238-250.
- 28.- Scott, Kenneth F. "A new practical approach to rotary drilling hydraulic". SPE 3530, (1971).
- 29.- Bourgoynes, A. T. y McKee, Robert E. "Computer graphics improve drilling hydraulics". Petroleum Engineer, (septiembre, 1970) 59-62.
- 30.- Randall, B. V. "Optimum Hydraulics in the oil patch".

Petroleum Engineer, (septiembre, 1975) 36-52.

31.- Fontenot, John E. y Clark, R. K. "An improved method -  
for calculating swab-surge and circulating pressures  
in a drilling well". SPE 4521, (1973).

32.- Wilson, John H. "A usable drilling hydraulic program".  
Petroleum Engineer, (marzo, 1970) 62-73.